



MANUSCRIT DE THÈSE

Pour obtenir les grades de

DOCTEUR de la communauté Université Grenoble Alpes
et de

PHILOSOPHIÆ DOCTOR de l'Université de Sherbrooke

Thèse CIFRE préparée dans le cadre d'une cotutelle entre

STMicroelectronics, Crolles, France,
la Communauté Université Grenoble Alpes, France,
l'Université de Sherbrooke, QC, Canada.

Spécialité : **Sciences pour l'Ingénieur / Génie Mécanique**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Thomas MONIN

Thèse dirigée par **Luc FRÉCHETTE**

et codirigée par **Fabien FORMOSA**

préparée au sein du

Laboratoire SYstèmes et Matériaux pour la MÉcatronique (SYMME) de
l'École Doctorale des Sciences et Ingénierie des Systèmes, de l'Envi-
ronnement et des Organisations (ED SISEO)

et à

l'Unité Mixte Internationale - Laboratoire Nanotechnologies & Nano-
systèmes (UMI - LN2) du département de génie mécanique de la faculté
de génie de l'Université de Sherbrooke

Études de systèmes thermo-fluidiques auto-oscillants pour des applications de récupération d'énergie thermique

Thèse soutenue publiquement le **22/11/2017**,
devant le jury composé de :

M. Adrien BADEL

Professeur, Univ. Savoie Mont-Blanc, Président

M. Luc FRÉCHETTE

Professeur, Univ. de Sherbrooke, Directeur de thèse

M. Fabien FORMOSA

Maître de conférences, Univ. Savoie Mont-Blanc, Co-Directeur de thèse

M. Danick BRIAND

Maître d'enseignement et de recherche, EPFL, Rapporteur

M. Frédéric LEFÈVRE

Professeur, INSA Lyon, Rapporteur

M. Mikhail Sorin

Professeur, Univ. de Sherbrooke, Examineur

M. Thomas SKOTNICKI

Ingénieur, STMicroelectronics, Examineur

M. Stéphane MONFRAY

Ingénieur, STMicroelectronics, Examineur



Table des matières

Table des figures	iii
Liste des tableaux	vi
Nomenclature	viii
1 Domaine d'application et contexte technologique	1
1.1 L'Internet des Objets (IoT)	2
1.1.1 Définition et origine de l'IoT	2
1.1.2 Applications de l'IoT	3
1.1.3 Marché de l'IoT	4
1.1.4 Animateurs de l'IoT - Nœuds de capteurs	4
1.2 Aspect énergétique des nœuds de capteurs	6
1.2.1 Consommation énergétique	6
1.2.2 Alimentation d'un nœud de capteurs	7
1.2.3 Vers l'alimentation du nœud de capteurs par son environnement	7
1.2.4 Sources d'énergie disponibles dans l'environnement	8
1.3 Récupération d'énergie thermique	9
1.3.1 État de l'art	9
1.4 Preuve de concept à l'origine du projet de recherche	17
1.4.1 Générateur thermofluidique à condensation	18
1.4.2 Générateur thermofluidique oscillant - Self Oscillating Fluidic Heat Engine	19
1.5 Problématiques du projet de recherche	21
1.5.1 Analyse des requis d'un micro-générateur pour une application IoT	21
1.5.2 Objectifs du projet de recherche	22
1.6 Contributions et publications	23
1.6.1 Contributions	23
1.6.2 Publications	24
2 Conversion thermomécanique : Oscillateur thermofluidique	25
2.1 Objectifs	26
2.2 Principe de fonctionnement et mécanismes physiques clés en jeu	26
2.2.1 Principe d'opération du SOFHE	26
2.2.2 Mécanisme oscillatoire	28
2.3 Modélisation de l'oscillateur thermo-fluidique	32
2.3.1 Construction du modèle non-linéaire	33
2.3.2 Résultats des simulations	38
2.3.3 Limitations de l'approche théorique	41
2.4 Caractérisation expérimentale du moteur thermique	41
2.4.1 Bancs de test et méthodes expérimentales	41
2.4.2 Validation de la loi en fréquence	45

TABLE DES MATIÈRES

2.4.3	Caractérisation thermodynamique PV	45
2.4.4	Analyse de la performance	46
2.5	Fonctionnalités nécessaires du SOFHE	52
2.5.1	Point chaud	52
2.5.2	Point froid, évacuation de la chaleur	53
2.5.3	Micro-structuration du canal	53
2.5.4	Fréquence d'opération	54
2.6	Conclusion	54
2.A	Estimation du nombre de Nusselt	57
2.B	Montage amplificateur	58
2.C	Matlab : Modèle non linéaire	59
2.D	Matlab : Solveur non linéaire	60
3	Conversion électromécanique : Membrane piézoélectrique	63
3.1	Objectifs	64
3.2	Analyse de l'intégration du transducteur	64
3.2.1	Oscillateur équivalent	64
3.2.2	Évolution du comportement du moteur thermique en fonction de la raideur, l'amortissement et la masse	65
3.2.3	Couplage électro-mécanique	68
3.2.4	Aspects relatifs à l'intégration du transducteur	68
3.3	Moyens de conversion existants	68
3.3.1	Conversion électromagnétique (EM)	69
3.3.2	Conversion électrostatique (ES)	74
3.3.3	Conversion piézoélectrique (PZ)	80
3.3.4	Choix d'une méthode de transduction	85
3.4	Conception d'un transducteur piézoélectrique	86
3.4.1	Association de l'oscillateur thermofluidique et de la membrane piézoélectrique	87
3.4.2	Raideur de membrane maximale	87
3.4.3	Nécessité d'une spirale piézoélectrique	88
3.4.4	Conception des spirales piézoélectriques	90
3.5	Fabrication du transducteur piézoélectrique	95
3.5.1	Choix d'une méthode de fabrication	95
3.5.2	Procédé de fabrication	96
3.6	Caractérisation du transducteur piézoélectrique	99
3.6.1	Méthode de caractérisation	100
3.6.2	Bancs de test utilisés	101
3.6.3	Résultats des caractérisations	102
3.6.4	Intégration du transducteur à l'oscillateur thermofluidique	105
3.7	Performances du générateur thermo-électrique	107
3.7.1	Rappel des choix de conception et de fabrication	107
3.7.2	Charge électrique optimale	108
3.7.3	Charge d'une capacité	108
3.8	Conclusion	110
3.8.1	Réalisations	110
3.8.2	Pistes d'améliorations	110
3.A	Extraction des paramètres de l'oscillateur équivalent à l'association oscillateur thermofluidique - membrane	112
3.B	Modélisation de la membrane piézoélectrique	114
3.C	Paramètres d'usinage laser utilisés	116
3.D	Matlab : Identification des paramètres piézoélectriques	117

3.E	Matlab : Calcul de l'erreur quadratique théorie VS data	118
4	Miniaturisation	119
4.1	Objectifs	120
4.2	Conception des micro-oscillateurs	120
4.2.1	Géométrie générale et fonctionnalités requises	120
4.2.2	Dimensionnement des micro-oscillateurs	121
4.3	Fabrication des micro-oscillateurs	124
4.3.1	Présentation générale du procédé	125
4.3.2	Gravure du verre	127
4.3.3	Microcanaux réalisés	131
4.3.4	Collage des deux substrats	132
4.3.5	Micro-oscillateurs fabriqués	135
4.4	Test des microstructures	136
4.4.1	Banc de test et protocole expérimental	137
4.4.2	Comportements observés	140
4.5	Conclusion	142
4.A	Présentation du procédé général	145
4.B	Présentation des masques utilisés	150
4.C	Géométries détaillées des dispositifs micro-fabriqués	153
4.D	Protocole expérimental	155
5	Conclusion générale	157
5.1	Synthèse	157
5.2	Comparaison à l'état de l'art	159
5.3	Récapitulatif des contributions	159
5.4	Pistes d'améliorations	160
5.4.1	Oscillateur thermo-fluidique	160
5.4.2	Membrane piézoélectrique	160
5.4.3	Micro-fabrication	161

Table des figures

1.1	Illustration de l'Internet des Objets	3
1.2	Explosion des objets connectés	4
1.3	Architecture d'un nœud de capteur autonome	5
1.4	Topologies d'un réseau de nœuds	7
1.5	Effet Seebeck	9
1.6	Dépendance de zT en fonction de la température	10
1.7	Récupérateur thermoélectrique de Micropelt	10
1.8	Générateur thermoélectrique bistable de STMicroelectronics	11
1.9	Convertisseur pyroélectrique de l'Université de Fribourg	12
1.10	Structure bistable ferromagnétique	12
1.11	Principe général d'une machine thermique	12
1.12	P^3 micro heat engine	13
1.13	Cycle thermodynamique de Rankine	14
1.14	Micro turbine réalisée par le M.I.T.	15
1.15	Cycle de Stirling	16
1.16	Micromoteur Stirling	17
1.17	Preuve de concept de notre oscillateur thermo-fluidique	18
1.18	Concept de générateur à condensation	19
1.19	Schéma du concept de générateur thermo-électrique SOFHE	20
2.1	Émergence d'un régime oscillatoire	27
2.2	Phénomènes physiques présents dans le SOFHE	29
2.3	Schéma du problème à l'étude	31
2.4	Analogie mécanique de notre oscillateur thermo-fluidique	32
2.5	Profil de la température le long des parois dans le modèle non-linéaire	33
2.6	Diagramme de Clapeyron de l'eau	37
2.7	Définition des longueurs	38
2.8	Simulations de la position du ménisque, pression, masse et température de la vapeur	39
2.9	Confirmation par le modèle non-linéaire de la prédiction en fréquence	42
2.10	Bancs expérimentaux utilisés	43
2.11	Calibration du capteur de pression	45
2.12	Mesures caractéristiques issues du banc de test	46
2.13	Validation expérimentale de la loi en fréquence	47
2.14	Diagrammes P-V pour différentes températures de sources chaudes	48
2.15	Cycle thermodynamique réel du SOFHE	49
2.16	Puissance mécanique Vs Température de la source chaude	50
2.17	Évolution de la masse de vapeur au cours du temps	51
2.18	Température et flux de chaleur sensible échangée avec la vapeur	52
2.19	Effet du capillaire sur la courbure du ménisque	54
2.20	Envoi d'un volume d'eau liquide vers la zone chaude	55
2.21	Montage amplificateur	58

3.1	Oscillateur équivalent à l'association SOFHE/Transducteur	65
3.2	Détermination de la raideur critique	66
3.3	Étude de l'influence de l'obstruction du canal	67
3.4	Principe de transduction électromagnétique	69
3.5	Générateurs électromagnétiques commercialisés	70
3.6	Résonateurs électromagnétiques classiques	71
3.7	Résonateurs électromagnétiques avec spirales	72
3.8	Concepts de transduction électromagnétiques appliqués à notre oscillateur	73
3.9	Mouvements associés aux changements de capacité	74
3.10	Conversion électrostatique par cycles de charges et décharges	75
3.11	Principe de récupération électrostatique passif	76
3.12	Concept de transduction capacitive	77
3.13	Exemples de dispositifs électrostatiques	79
3.14	Effet piézoélectrique	80
3.15	Modes d'excitation piézoélectriques	82
3.16	Concept de transduction piézoélectrique	82
3.17	Exemples de dispositifs piézoélectriques	84
3.18	Buzzer piézoélectrique utilisé	87
3.19	Raquette adaptant les sections du tube de verre et de la membrane piézoélectrique	87
3.20	Masse, ressort et amortissement équivalents au système	88
3.21	Couples (rayon, épaisseur) des membranes valides	89
3.22	Comparaison des spirales arithmétiques et logarithmiques	90
3.23	Répartition des contraintes pour différentes géométries de poutres	91
3.24	Définition des paramètres d'une spire	92
3.25	Stratégies de mise en commun des électrodes	92
3.26	Concepts de spirales proposés	94
3.27	Découpe des électrodes à la surface des spirales	95
3.28	Contours des structures à usiner au laser	96
3.29	Patron d'alignement utilisé	96
3.30	Procédé de fabrication des spirales	97
3.31	Spirale réalisée par micro usinage laser	99
3.32	Spirale réalisée par usinage au laser femto-seconde	99
3.33	Circuit équivalent d'un élément piézoélectrique	100
3.34	Banc de mesure de l'admittance des spirales fabriquées	101
3.35	Banc de mesure de la fonction de transfert H_{XV}	102
3.36	Mesures d'admittance - Module et Phase	103
3.37	Module et phase de la fonction de transfert H_{XV}	104
3.38	Effet du PDMS sur le module de la fonction de transfert H_{XV}	106
3.39	Puissance électrique et tension produites par notre générateur	109
3.40	Circuit de redressement utilisé	110
3.41	Charge d'une capacité par notre générateur	110
3.42	Schéma du problème à l'étude	112
4.1	Concept générique de dispositif micrométrique	125
4.2	Étapes principales du procédé de micro-fabrication	126
4.3	Structuration des canaux microfluidiques	126
4.4	Taux de gravure des substrats de verre	129
4.5	Évolution du masque de silicium amorphe après 15 min de gravure au $HF_{49\%}$	129
4.6	Masque Cr-Au	130
4.7	Défauts de gravure observés après utilisation de masques Cr-Au	130
4.8	Gravure du verre utilisant un masque de Kapton	131

4.9 Images MEB de deux canaux microfluidiques gravés	132
4.10 Différences mesurées entre taux de gravure vertical et latéral	133
4.11 Collage direct de deux substrats de Quartz	134
4.12 Diagramme de phase de l'alliage Si-Au	135
4.13 Procédure du collage eutectique dans le bonder	136
4.14 Formation de l'eutectique	136
4.15 Image MEB du joint eutectique formé	137
4.16 Dispositifs microfabriqués	138
4.17 Banc de test des dispositifs micrométriques	139
4.18 Comportement oscillatoire observé dans le cas micro	141
4.19 Traitement des images montrant les oscillations observées	142
4.20 Comportement oscillatoire observé dans le dispositif micro	143
4.21 Comportement explosif observé dans le dispositif micro	143
4.22 Ondulations des parois des canaux gravés	144
4.23 Process1A	145
4.24 Process1B	146
4.25 Process2A	147
4.26 Process2B	148
4.27 Process3	149
4.28 Masque M0	150
4.29 Masque M1	151
4.30 Masque M2	152
4.31 Détail des géométries micro-fabriquées	153

Liste des tableaux

1.1	Comparaisons des sources d'énergie	8
1.2	Comparaison des micro-générateurs thermo-électriques	16
1.3	Objectifs à atteindre pour l'alimentation d'un nœud de capteur	22
2.1	Valeurs des paramètres utilisés dans la simulation	40
2.2	Conditions initiales des variables simulées	40
3.1	Performances des générateurs électromagnétiques présentés	73
3.2	Force électrostatique F_c selon le mode de fonctionnement du transducteur associé	77
3.3	Performances des générateurs électrostatiques présentés	78
3.4	Comparaison des coefficients piézoélectriques	81
3.5	Performances des générateurs Piézoélectriques présentés	85
3.6	Comparaison des techniques de transduction	85
3.7	Comparaison des propriétés du PVDF et du PZT	89
3.8	Paramètres de conception de nos spirales piézoélectriques	91
3.9	Géométrie des concepts de spirales pertinents	93
3.10	Géométrie des concepts de spirales pertinents	94
3.11	Paramètres du modèle de Y_{th}	103
3.12	Paramètres du modèle de H_{XV}	104
3.13	Paramètres piézoélectriques de nos transducteurs électromécaniques	105
3.14	Propriétés mécaniques du PDMS, Laiton et PZT	106
3.15	Paramètres du modèle de H_{XV}	106
3.16	Propriétés des transducteurs Femto avec et sans PDMS	107
3.17	Propriétés matériaux utilisées dans le modèle Ansys	114
3.18	Paramètres d'usinage laser utilisés	116
4.1	Détermination des dimensions micro	124
4.2	Corrélation entre composition chimique et taux de gravure	128
5.1	Comparaison de notre concept de générateur avec l'État de l'Art	159

Nomenclature

VARIABLES MAJUSCULES	
VARIABLE	DÉFINITION
A	Aire
B	Champ magnétique
C	Capacité électrique
D	Distance, Dimension caractéristique
E	Énergie / Module d'Young
F	Force
H	Fonction de transfert
I	Critère d'instabilité
L	Longueur
M	Masse molaire
N	Nombre
P	Puissance / Pression / Polarisation
Q	Chaleur / Charge électrique / Facteur de qualité
R	Constante des gaz parfaits massique / Résistance électrique
S	Surface
T	Température
U	Potentiel électrique / Énergie interne / Vitesse d'écoulement
V	Tension
W	Travail
X	Déplacement de la membrane
Y	Admittance électrique

VARIABLES MINUSCULES

VARIABLE	DÉFINITION
a	Aire
c	Capacité calorifique massique
d	Distance
e	Épaisseur
f	Fréquence
g	Constante de gravité / Distance inter électrode
h	Enthalpie massique
j	Racine imaginaire de -1
k	Constante de ressort / Conductivité thermique / Coefficient de couplage
m	Masse
r	Rayon
t	Temps / Épaisseur
v	Volume massique
w	Largeur
x	Position / Direction x
y	Direction y
z	Direction z

LETTRES GRECQUES

VARIABLE	DÉFINITION
α	Coeff. de Seebeck / Coeff. d'expansion thermique / Coeff. de proportionnalité / Coeff. de diffusion / Coeff. de force électromécanique
β	Paramètres de transition / Rapport de masse adimensionné
Γ	Courbure du menisque
γ	Constante isentropique
δ	Épaisseur
ε	Efficacité / Permittivité diélectrique
ζ	Facteur d'amortissement
η	Rendement
θ	Variable angulaire / Température adimensionnée
κ	Facteur de couplage électromécanique
Λ	Coefficient d'échange thermique
λ	Conductivité thermique / Longueur adimensionnée
μ	Viscosité dynamique / Masse adimensionnée
ν	Viscosité cinématique / Coefficient de Poisson
ρ	Résistivité électrique / Masse volumique
Σ	Surface d'intégration
σ	Coefficient de tension de surface
τ	Temps caractéristique
Υ	Coefficient d'adiabaticité adimensionné
Φ	Rapport des constantes de temps mécaniques et thermiques
ϕ	Pression adimensionnée
χ	Position adimensionnée
Ω	Pulsation adimensionnée
ω	Pulsation

INDICES

VARIABLE	DÉFINITION	VARIABLE	DÉFINITION
0	État de référence	lf	Liquid film (film liquide)
atm	Atmosphère	M	Membrane
avg	Average (moyen)	max	Maximum
C	Cold (froid) / Carnot / Condensateur	me	Mécanique
cond	Condenseur	men	Ménisque
crit	Critique	min	Minimum
d	Dry (sec)	OUT	Out (sortie)
E	Engine (moteur / Évaporateur)	oc	Open Circuit (Circuit ouvert)
EM	Électromagnétique	PZ	Piézoélectrique
ES	Électrostatique	p	Pression
el	Électrique	pp	Peak to peak (crête à crête)
eq	Équivalent	sat	Saturation
evap	Évaporateur	sc	Short Circuit (Court circuit)
ext	Extérieur	sens	Sensible
F	Froid / Fluide	surf	Surfacique
f	Final-e	t	Tour-s
g	Générateur	th	Thermique / Théorique
H	Hot (chaud) / Harvester	tot	Totale
H_2O	Eau	U	Tension
i	Initial-e	V	Vapeur
int	Intérieur	v	Volume
L	Liquide	ϕ	Changement de phase
lat	latente	ω	Pulsation

NOMBRES SANS DIMENSIONS

VARIABLE	DÉFINITION
Eö	Nombre d'Eötvös
FdM	Figure de Mérite
f_D	Facteur de Darcy-Weisbach
Nu	Nombre de Nusselt
Re	Nombre de Reynolds
zT	Figure de mérite thermoélectrique

1

Domaine d'application et contexte technologique

“When wireless is perfectly applied the whole earth will be converted into a huge brain, which in fact it is, all things being particles of a real and rhythmic whole.”

“Quand la technologie sans-fil sera parfaitement intégrée, la Terre entière se comportera à la manière d'un cerveau, qu'Elle est de fait, toutes choses faisant parties d'un tout rythmé et réel.”

Nikola Tesla, 1856 – 1953

Préambule

La réduction en coût et en taille des capteurs opérée depuis plusieurs décennies maintenant nous permet aujourd'hui de les intégrer dans un grand nombre d'applications. En plus d'être capables de nous renseigner sur notre environnement, ces nœuds de capteurs sont le plus souvent dotés d'un module de communication leur permettant de partager leurs données. La mise en réseau de ces nœuds de capteurs présente un potentiel technologique de taille. Non seulement les applications existantes s'en trouvent améliorées, mais l'avènement de l'Internet des Objets donne naissance à une multitude d'applications qui nous permettraient d'optimiser nos bilans énergétiques, améliorer les conditions de circulations urbaines ou encore de maximiser le rendement d'un procédé industriel et ainsi diminuer notre impact sur l'environnement.

Toutefois, l'utilisation de batteries pour l'alimentation de ces nœuds de capteurs limite leur dissémination. En effet, la nécessité de remplacer ces batteries rend certaines applications trop coûteuses pour être véritablement rentables. Depuis les années 90, des technologies capables d'offrir une réponse élégante à ce défi sont développées. La communauté du "Energy Harvesting" cherche à rendre ces nœuds de capteurs autonomes en y intégrant un générateur capable de récupérer l'énergie présente dans leur environnement direct.

L'énergie disponible au voisinage des nœuds de capteurs étant principalement présente sous forme de chaleur, les micro-générateurs thermo-électriques sont des candidats de premier choix pour rendre l'Internet des Objets autonome énergétiquement.

Dans ce projet de recherche, nous nous attachons à réaliser un générateur thermo-électrique à partir d'un système auto-oscillant. Avant de présenter les détails de la conception et de la fabrication d'un tel générateur, nous commençons par exposer le contexte technologique dans lequel ce projet s'inscrit.

1.1 L'Internet des Objets (IoT)

1.1.1 Définition et origine de l'IoT

L'IoT désigne un réseau de capteurs et actionneurs connectés entre eux, de manière filaire ou non, ayant la possibilité de communiquer via des protocoles ressemblant à ceux utilisés pour l'Internet (IP - Internet Protocol), comme l'illustre la figure 1.1.

Concrètement, il s'agit de rendre notre monde physique capable de nous communiquer des informations le concernant mais aussi d'agir sur lui même : un capteur de température nous indiquant la température de notre chambre, une serrure électronique capable de se verrouiller d'elle même une fois le signal de notre smartphone disparu. Le succès de l'IoT repose donc sur l'accomplissement de deux propriétés :

- *Diffusion générale* La dissémination de capteurs et actionneurs microscopiques en grand nombre dans notre environnement,
- *Communication* Les nœuds de capteurs doivent être capables d'échanger des informations les uns avec les autres.

L'IoT est issu de l'association de deux technologies qui, pourtant récentes, ont déjà révolutionné notre monde : *Internet* et les *MEMS*¹. Depuis quelques années seulement, nous possédons des capteurs et actionneurs qui une fois encapsulés (packagés), occupent un volume millimétrique pour un coût de production unitaire modeste. Basés sur les protocoles internet, nous possédons aussi des protocoles de communications sans fils de plus en plus sophistiqués qui nous permettent de partager un volume

¹MicroElectroMechanical Systems - MicroSystèmes Électro-Mécaniques

communiquant avec des voitures intelligentes. Les systèmes de distribution de l'eau et du gaz seraient optimisés et les fuites repérées avec précision en temps réel. Les systèmes d'évacuation des déchets pourraient être monitorés. Toutes ces nouvelles données permettraient d'établir des statistiques précises et à jour, le tout de manière automatisée. Basées sur ces données, les politiques efficaces d'amélioration des conditions de vie dans nos villes futures seront facilitées.

Smart grid (maillage intelligent) Ce domaine d'application vise à surveiller et optimiser la production et la consommation de l'énergie. Les zones de haute densité de consommation pourront être identifiées et le réseau adapté en conséquence. On pourrait envisager d'utiliser les batteries des voitures électriques comme réservoirs intermédiaires entre une source d'énergie et une application. L'utilisation de centrales extérieures pour équilibrer la production avec la consommation sera alors plus efficace.

Smart industry Si une panne intervient aujourd'hui dans une chaîne de production, bien souvent la chaîne doit être arrêtée. Si la chaîne de production est équipée de capteurs contrôlant l'état de santé des machines à certains points clés, l'origine de la panne devient évidente et le temps d'arrêt des machines est minimal. On peut même envisager d'effectuer des réparations en anticipation d'une panne pendant le temps d'arrêt normal de la chaîne de production.

Smart supply chain En équipant nos chaînes logistiques avec des capteurs intelligents, nous pourrions mieux suivre le transport des biens et ainsi minimiser les pertes. Des applications telles que des inventaires intelligents lors du stockage des biens dans les entrepôts permettraient là encore de réduire les pertes et le temps de transport des marchandises. Les statistiques en découlant donneraient lieu à une optimisation facilitée des chaînes d'approvisionnement.

1.1.3 Marché de l'IoT

Plusieurs cabinets d'analyses [1–4] estiment que les revenus générés par le marché de l'IoT se compteront en trillions de dollars US (1 trillion = 1000 milliards) d'ici 2025, les estimations s'échelonnent de 2 à 6.2 trillions de dollars US. Toutes les estimations s'accordent sur le fait que le marché de l'IoT aura un impact économique massif et prévoient une croissance à deux chiffres pendant plus d'une décennie. En conséquence, le nombre des objets connectés, déjà passé de 1 milliard d'unités en 2009 à près de 5 milliards d'unités en 2015, atteindrait 25 milliards d'unités d'ici 2020 comme montré en figure 1.2.

1.1.4 Animateurs de l'IoT - Nœuds de capteurs

La réalisation technique de l'IoT est rendue possible grâce aux nœuds de capteurs. Afin de mettre en lumière certaines des problématiques associées à la conception d'un nœud de capteurs, nous commençons par présenter leur fonctionnement.

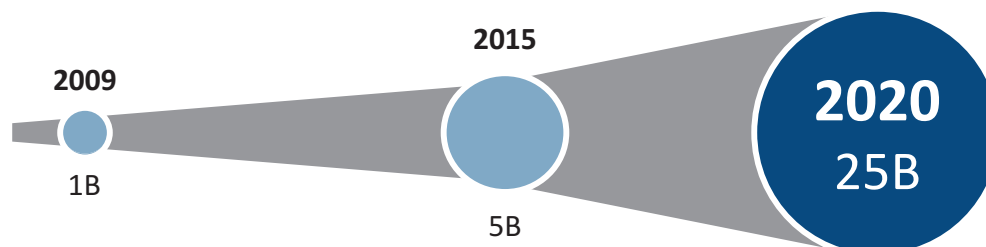


Figure 1.2 – EXPLOSION DES OBJETS CONNECTÉS – L'adoption des objets connectés est prévue d'accélérer pour atteindre 25 milliards d'objets connectés en 2020. (figure adaptée de [1])

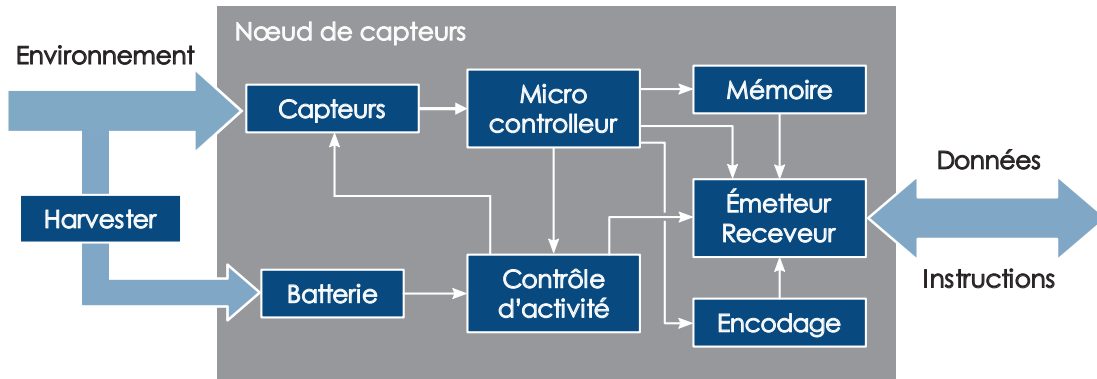


Figure 1.3 – ARCHITECTURE D'UN NŒUD DE CAPTEUR AUTONOME – Un nœud de capteurs autonome est composé de plusieurs blocs assurant chacun une fonction définie. (figure inspirée de [5])

Un nœud de capteurs est un appareil qui est capable de capter une information et de la communiquer. Cette information est partagée avec un autre nœud de capteurs ou tout autre terminal (e.g. un smartphone ou une tablette). Intégré à un objet, ce dernier devient un “objet connecté” capable de nous informer sur son environnement.

La figure 1.3 montre l'architecture générale simplifiée d'un nœud de capteurs.

Avant de discuter de la consommation énergétique d'un nœud de capteurs, nous allons brièvement décrire la fonction de chacun des blocs le composant :

Environnement En entrée du nœud de capteurs se trouve l'environnement qui l'entoure, duquel on cherche à capter une information. Il peut s'agir de la température d'une pièce à vivre ou encore de la pression à un point clé d'une chaîne de production industrielle.

Harvester Ce bloc désigne un micro-générateur capable d'alimenter le nœud de capteurs en énergie depuis l'environnement. Il assure l'autonomie du nœud.

Capteurs Il s'agit des organes sensoriels du nœud de capteurs. Pour revenir à l'exemple précédent, il s'agira du capteur de température ou du capteur de pression, bien souvent un MEMS. Il transmet ses données à la mémoire une fois que le microprocesseur le permet.

Microprocesseur Le microprocesseur est le cerveau du nœud de capteurs. C'est lui qui intègre notamment les protocoles de communication et les différents algorithmes liés à l'application.

Batterie C'est ici que sont stockées toutes les réserves en énergie pour subvenir aux besoins de l'application.

Contrôle d'activité Parce que ces systèmes sont embarqués avec une énergie limitée, il faut qu'ils utilisent le moins d'énergie possible. Pour ce faire, certaines parties du nœud de capteurs peuvent être désactivées comme le module de communication, très énergivore. Le contrôle d'activité, en lien permanent avec le microprocesseur, éteint et rallume les différents blocs concernés.

Mémoire et encodage La mémoire stocke les données captées depuis l'environnement tandis que le module d'encodage crypte ces données si l'application le requiert.

Émetteur/Récepteur Le module de communication permet d'envoyer les données et de recevoir des instructions si une action de l'extérieur est nécessaire. Il s'agit généralement du module qui consomme le plus d'énergie dans le nœud de capteurs.

1.2 Aspect énergétique des nœuds de capteurs

1.2.1 Consommation énergétique

La consommation énergétique d'un nœud de capteur dépend de plusieurs facteurs. Les principaux sont discutés ci-après :

Type de capteur Une application de surveillance qui demande d'enregistrer une vidéo ou de larges fichiers multimédia consommera plus qu'une simple application demandant d'enregistrer la température en un point de manière intermittente. De même, si le nœud de capteurs doit aussi agir sur son environnement en envoyant des commandes en plus de ses informations, il consommera plus. En général, plus l'application est complexe, plus le nœud de capteurs consommera d'énergie.

Stratégie de communication Afin de recevoir les informations d'un nœud de capteurs, il faut d'abord l'interroger. Pour que la demande aboutisse, il faut que le module de communication soit "à l'écoute". Lorsque le nœud communicant fonctionne de manière synchrone, il va "tendre l'oreille" de manière périodique. S'il reçoit une demande pendant qu'il écoute, il répondra à la requête reçue et un "dialogue" sera établi. Cette stratégie peut être favorable pour des communications de données à grande distance.

Une autre manière de procéder pour le nœud est d'opérer selon une stratégie asynchrone. Dans ce cas, il transmet ses données dès qu'il le souhaite, sans s'assurer qu'il y ait un récepteur. Cette approche asynchrone permet de réduire substantiellement la consommation énergétique lors des communications à courtes distances [5].

Topologie du réseau de nœuds Lorsque l'on considère un ensemble de nœuds de capteurs, tous peuvent communiquer avec le terminal (*i.e.* un smartphone, une tablette, un ordinateur ou un serveur) ou bien certains de ces nœuds peuvent servir de relais et recevoir les informations d'autres nœuds avant de les envoyer au terminal avec leurs propres informations. La distribution de ces rôles de relais peut alterner au sein de l'ensemble de nœuds de capteurs en fonction de l'énergie disponible à chacun des nœuds. Une optimisation de l'énergie consommée par l'ensemble des nœuds peut être réalisée en concevant une telle stratégie de relais de communication, comme illustré en figure 1.4.

Protocole de communication Le domaine étant encore assez jeune, il n'y a pas encore de protocole dominant utilisé (ou de "langue" unique parlée) par les nœuds communicant mais plutôt une myriade de "dialectes". Certains de ces "dialectes" demandent moins d'énergie et sont même conçus pour être les plus efficaces de ce point de vue.

Aujourd'hui, selon les critères mentionnés plus haut, la consommation énergétique moyenne d'un nœud de capteurs varie entre 1 mW et la dizaine de μW pour les nœuds les plus performants du point de vue énergétique [6, 7].

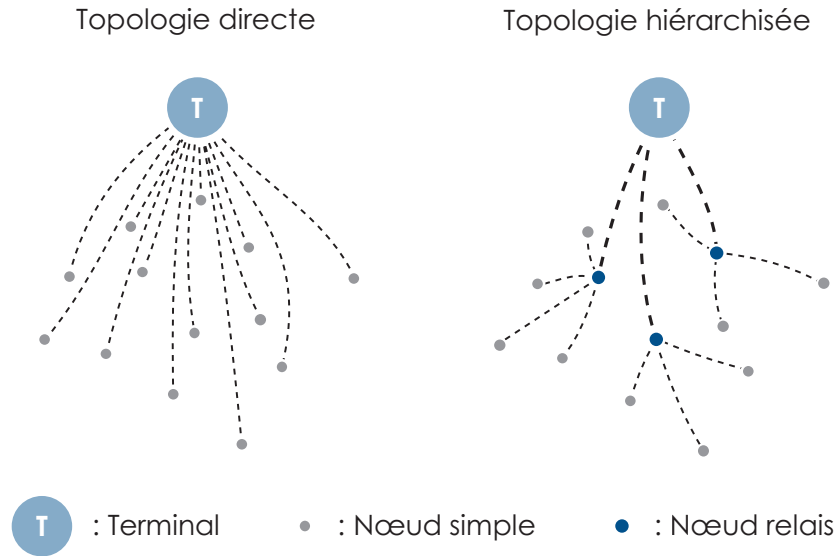


Figure 1.4 – TOPOLOGIES D’UN RÉSEAU DE NŒUDS – En regroupant certains groupes de capteurs en “clusters”, la transmission de l’information peut consommer moins d’énergie. (figure inspirée de [5])

1.2.2 Alimentation d’un nœud de capteurs

En l’absence du bloc “Harvester” montré en figure 1.3, l’alimentation du nœud de capteur est assurée par la batterie seulement. La grande majorité des nœuds de capteurs sont alimentés par des batteries au lithium, comme la quasi-totalité des appareils électroniques aujourd’hui. De fait, la consommation mondiale de lithium, qui a déjà connu une forte croissance depuis la dernière décennie, devrait continuer à s’amplifier, notamment à cause de la forte demande venant du secteur des transports. À terme, l’approvisionnement de cette demande pourrait très probablement devenir problématique compte tenu des réserves limitées de lithium [8].

Face à cette problématique, plusieurs solutions sont envisagées. La première, est d’améliorer et de généraliser le recyclage du lithium et des autres ressources présentes dans les batteries usagées.

Une deuxième voie consiste à remplacer la technologie des batteries au lithium par des batteries utilisant des matériaux plus abondants tels le magnésium. Des piles à hydrogène peuvent aussi servir d’alternatives.

Enfin, une troisième stratégie ne consiste plus seulement à embarquer un réservoir d’énergie mais aussi à intégrer un récupérateur d’énergie. Le nœud de capteurs est ainsi rendu autonome par l’exploitation de l’énergie disponible dans son environnement direct.

1.2.3 Vers l’alimentation du nœud de capteurs par son environnement

L’intégration d’un récupérateur d’énergie est rendue possible grâce à la conjonction de deux critères de performances. D’une part les nœuds de capteurs consomment très peu d’énergie. D’autre part les densités de puissance atteintes par les récupérateurs d’énergie les rendent simultanément intégrables et capables d’alimenter les nœuds de capteurs. Cette intégration offre plusieurs avantages :

1. *Durée de vie prolongée* Un récupérateur bien conçu doit posséder une durée de vie supérieure à celle d’une batterie. Dans le cas des cellules solaires, il est estimé que l’efficacité de conversion reste supérieure à 80% de sa valeur initiale après 20 ans [9]. Dans les cas d’applications où le nœud de capteurs n’est pas accessible, l’autonomie devient un critère incontournable.
2. *Diminution des coûts* Dans la perspective d’une longue durée de vie atteinte, les frais de remplacement d’une flotte de capteurs seraient grandement réduits, voire éliminés (par exemple dans

le cas de la surveillance de l'humidité des sols d'un champ agricole impliquant possiblement plusieurs centaines de capteurs sur une surface importante).

3. *Sixième sens* Enfin, ces récupérateurs peuvent aussi être utilisés en tant que capteurs. L'analyse du niveau de puissance récoltée peut donner une information supplémentaire sur l'environnement du nœud de capteurs, offrant de cette manière un genre de sixième sens au nœud.

Toutefois, cette solution présente une contrainte importante. Dans la majorité des applications, les niveaux d'énergie disponibles sont faibles. Ainsi, pour que la récupération d'énergie soit suffisamment efficace, il faut impérativement adapter la stratégie de récupération d'énergie à l'environnement du nœud de capteurs.

1.2.4 Sources d'énergie disponibles dans l'environnement

Parmi les différentes sources d'énergie disponibles dans l'environnement, nous choisissons ici de comparer les quatre sources suivantes :

- Les sources lumineuses (*i.e.* le solaire et la lumière intérieure),
- les sources d'origine mécanique (*i.e.* mouvements humains ou vibrations mécaniques d'un équipement industriel)
- les sources thermiques présentant une différence de température avec l'environnement,
- les sources d'ondes électromagnétiques RF, issues de nos appareils électroniques.

Les différents niveaux de puissances de chacune de ces sources et les niveaux de puissances récoltées sont résumés dans le tableau 1.1.

SOURCE	PUISSANCE ÉMISE	PUISSANCE RÉCUPÉRÉE
Lumière ambiante		
intérieure	0,1 mW.cm ⁻²	10 μW.cm ⁻²
extérieure	100 mW.cm ⁻²	10 mW.cm ⁻²
Mouvement / vibrations		
Humain	1 m.s ⁻² , 50 Hz	4 μW.cm ⁻²
Industriel	10 m.s ⁻² , 1 kHz	100 μW.cm ⁻²
Thermique		
Humain	20 mW.cm ⁻²	30 μW.cm ⁻²
Industriel	100 mW.cm ⁻²	1 mW.cm ⁻²
RF		
Téléphone portable	0,3 μW.cm ⁻²	0,1 μW.cm ⁻²

Tableau 1.1 – COMPARAISONS DES SOURCES D'ÉNERGIE COMMUNÉMENT PRÉSENTES DANS L'ENVIRONNEMENT D'UN NŒUD DE CAPTEURS [10].

Le solaire est la technologie de récupération d'énergie la plus efficace, notamment dû à sa maturité. Toutefois, bon nombre d'applications ne permettent pas d'employer cette solution.

Les trois autres sources d'énergie (mécanique, thermique et RF) sont admises comme étant largement disponibles dans notre environnement. Comme montré dans le tableau 1.1, les sources d'énergie RF n'émettent pas beaucoup de puissance.

Ainsi les sources thermiques et mécaniques présentent un bon compromis entre une grande disponibilité dans l'environnement et des niveaux de puissances récupérées intéressants.

1.3 Récupération d'énergie thermique

STMicroelectronics a déjà réussi à intégrer un panneau solaire au sein de son nœud de capteur GreenNet [11]. Cette solution est adaptée pour une application dans une région fortement illuminée. Afin d'élargir les applications accessibles à ses nœuds de capteurs, STMicroelectronics cherche une solution d'alimentation autonome à partir de sources thermiques [12].

Avant de présenter le concept développé durant ces travaux de thèse, nous faisons une revue des solutions de récupération d'énergie thermique développées dans la littérature.

1.3.1 État de l'art

Lorsque l'on considère la récupération d'énergie thermique, plusieurs approches s'offrent à nous. Une première est d'utiliser un matériau capable, par sa nature, de transformer la chaleur en électricité.

Matériaux thermoélectriques

L'effet Seebeck, illustré en figure 1.5, est utilisé pour générer de l'électricité à partir de chaleur. Pour cela, deux matériaux distincts A et B sont nécessaires. Une fois mis en contact, une différence de température à leurs jonctions entraînera une différence de potentiel électrique proportionnelle au coefficient de Seebeck $\alpha_{AB}[V.K^{-1}]$ liant ces deux matériaux. Pour être efficace, cette conversion doit utiliser des matériaux à la fois bons conducteurs électriques et mauvais conducteurs thermiques. Ces deux propriétés souvent contradictoires, se retrouvent dans l'expression de la figure de mérite zT de la thermoélectricité [13] exprimée dans l'équation 1.1.

$$zT = \frac{\alpha_{AB}^2 T}{\rho_{el} \lambda_{th}} \quad (1.1)$$

$\rho_{el}[\Omega.m]$ désigne la résistivité électrique, $\lambda_{th}[W.m^{-1}.K^{-1}]$ désigne la conductivité thermique et $T[K]$ la température de l'application.

Plus cette figure de mérite est importante, plus la récupération d'énergie sera efficace. Comme le montre la figure 1.6, les figures de mérite des matériaux sont dépendantes de la température [13]. Ainsi, chacun des couples de matériaux thermoélectriques (souvent le même matériau dopé n ou p) possède une température d'application optimale. Il n'existe donc pas de matériau idéal pour une large gamme de température.

La société Micropelt commercialisait, de 2006 à 2016, des modules de récupération d'énergie (c.f. figure 1.7).

Ces modules représentent encore la référence dans le domaine de la récupération d'énergie thermique. Ils sont capables de générer une puissance électrique de 1 mW pour une différence de température de $20^\circ C$ aux bornes de l'élément actif [14]. On note la présence d'un radiateur sur les modules. Il permet l'évacuation de la chaleur s'accumulant inévitablement sur la borne froide des thermo-éléments et

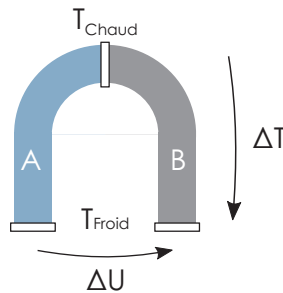


Figure 1.5 – EFFET SEEBECK – Une différence de température ΔT aux bornes de deux matériaux A et B engendre une différence de potentiel ΔU à leurs bornes.

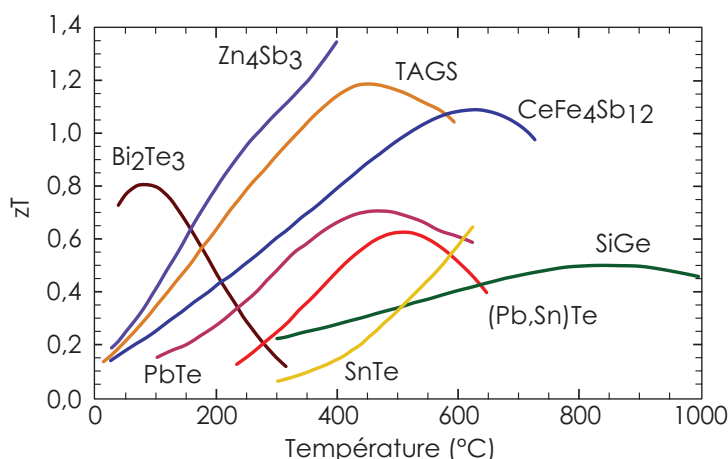


Figure 1.6 – DÉPENDANCE DE ZT EN FONCTION DE LA TEMPÉRATURE – Chaque matériau possède une température d'application optimale. Aussi, ils possèdent chacun une plage de température au delà de laquelle ils perdent leurs propriétés thermoélectriques (figure issue de [13]).

ainsi assure une différence de température plus large. Toutefois, le volume occupé par ce radiateur limite l'intégrabilité du module. Les performances de ces modules sans la présence du radiateur ne sont pas communiquées.

Cette approche directe permet certes de puiser des puissances électriques intéressantes depuis l'environnement mais ces performances atteignent aujourd'hui leurs limites [15, 16].

Aussi, d'autres stratégies existent et ont été développées ces dernières années. L'une d'entre elle consiste à utiliser des structures thermomécaniques bistables, oscillant entre un état chaud un état froid.

Structures bistables

Une structure bistable permet d'emmagasiner une énergie mécanique à partir d'une source de chaleur. Cette énergie mécanique est libérée lors de la transition de la structure bistable entre deux états.

Dans la suite, nous présentons trois générateurs bistables utilisant des principes de conversion similaires.

Générateur bistable de STMicroelectronics STMicroelectronics dépose une série de brevets [19–22] sur le principe d'une structure bistable associée à un transducteur piézoélectrique pour réaliser un générateur thermoélectrique [18]. Le principe de conversion, montré en figure 1.8, est réalisé en deux étapes. La première étape convertit la chaleur en énergie mécanique via la structure bistable. Lorsque celle-ci vient frapper la membrane piézoélectrique, une partie du choc mécanique est convertie en électricité.

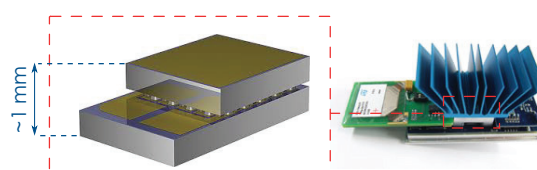


Figure 1.7 – RÉCUPÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE DE MICROPELT – Les éléments actifs (à gauche) sont intégrés dans un module intégrant une gestion de la puissance électrique générée (à droite).

STMicroelectronics poursuit ce projet en développant la miniaturisation de ce principe [23].

Générateur de l'Université de Fribourg Peu de temps après le développement du générateur de STMicroelectronics, l'Université de Fribourg propose un générateur dont la conversion thermomécanique utilise le même bilame métallique bistable.

Dans ce cas, la transduction électromécanique est assurée par un matériau pyroélectrique déposé sur le bilame.

Lorsqu'ils sont soumis à un changement de température dans le temps, les matériaux pyroélectriques génèrent une différence de potentiel électrique à leurs bornes. Toutefois, si le changement de température cesse, la différence de potentiel électrique disparaîtra après un temps de relaxation diélectrique. Ainsi, pour pouvoir récupérer de l'énergie, ces matériaux doivent voir leur température évoluer constamment, limitant leur application dans des environnements où la température varie dans le temps.

Le concept de générateur bistable pyroélectrique de l'Université de Fribourg [17] est illustré en figure 1.9. Il se base sur la transition d'une lame métallique bistable entre deux états chaud et froid. Une variation temporelle de température est ainsi créée à partir de deux sources, chaude et froide.

Générateur ferromagnétique de UCLA Un autre type de structure bistable a été développé par l'Université de Californie, Los Angeles [24]. Une masse composée d'un matériau ferromagnétique doux perd sa propriété magnétique lorsqu'il est chauffé au-dessus de sa température de Curie. Le mécanisme de transition entre les deux états, chaud et froid, est représenté en figure 1.10. Initialement au point chaud, l'aimant doux devient paramagnétique et les ressorts l'amènent en contact avec la source froide. En se refroidissant, elle est de nouveau attirée par l'aimant permanent et revient à l'état initial.

Machines thermiques en cycle fermé

Une autre méthode employée pour récupérer l'énergie thermique se fait par l'utilisation de machines thermiques dont le principe général est illustré en figure 1.11. Bien que certains des exemples précédents puissent être considérés comme étant des machines thermiques, nous considérons ici seulement les cas où le fluide de travail utilisé est sous phase gazeuse et/ou liquide.

Définition Une machine thermique est un système qui convertit de la chaleur en énergie mécanique. Cette conversion se fait en amenant un fluide de travail depuis un état chaud vers un état froid, à partir de deux sources, chaude et froide respectivement. En revenant à son état chaud, le fluide de travail finit de parcourir son cycle thermodynamique qu'il peut alors répéter pour produire à nouveau un travail mécanique utile. Les machines thermiques voient bien entendu leur rendement η_E de conversion

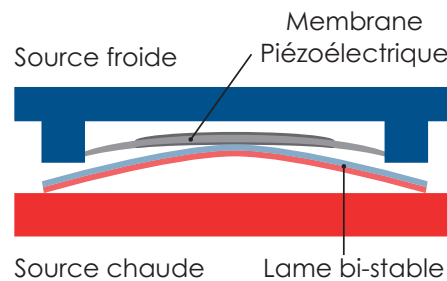


Figure 1.8 – GÉNÉRATEUR THERMOÉLECTRIQUE BISTABLE DE STMICROELECTRONICS – Concept de générateur thermoélectrique associant une structure bistable oscillant entre deux états, chaud et froid, et une membrane piézoélectrique (figure extraite de [18]).

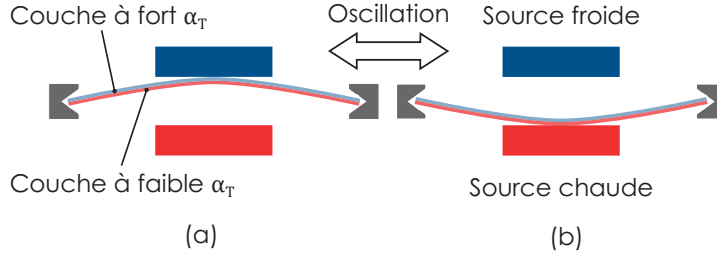


Figure 1.9 – CONVERTISSEUR PYROÉLECTRIQUE DE L'UNIVERSITÉ DE FRIBOURG – Un bilame sur lequel on dépose un matériau pyroélectrique transite entre deux états chaud (a) et froid (b) (figure issue de [17]).

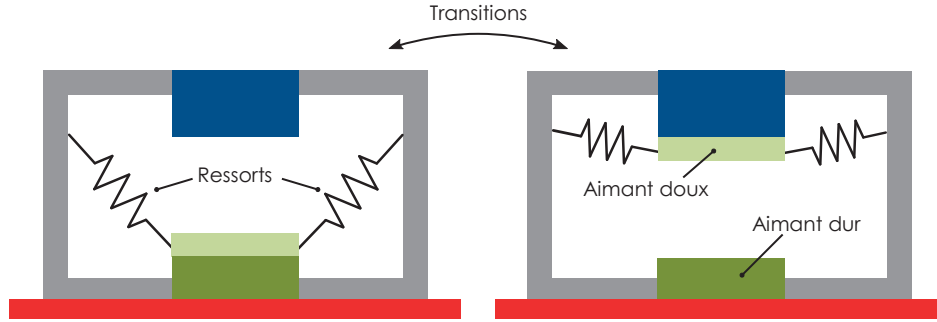


Figure 1.10 – STRUCTURE BISTABLE FERROMAGNÉTIQUE – La masse magnétique centrale oscille entre deux états, chaud (gauche) et froid (droite) (figure extraite de [24]).

limité par le rendement de Carnot η_C formulé selon l'équation 1.2.

$$\eta_C = \frac{T_H - T_C}{T_H} > \eta_E \left(= \frac{W}{Q_H} \right) \quad (1.2)$$

Dans la suite, les efficacités de conversion ϵ_E des machines thermiques considérées feront référence aux rapports des rendements de conversion des différentes machines η_E avec le rendement de Carnot comme défini dans l'équation 1.3.

$$\epsilon_E = \frac{\eta_E}{\eta_C} \quad (1.3)$$

Notre objectif étant de fabriquer un générateur totalement autonome, les seules configurations de

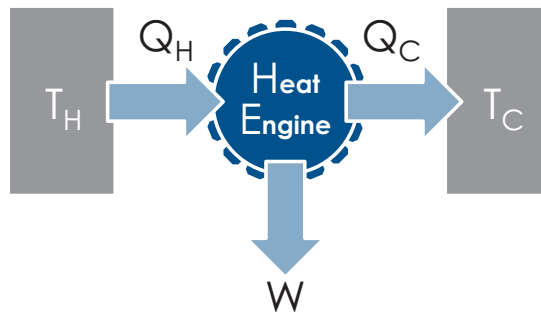


Figure 1.11 – PRINCIPE GÉNÉRAL D'UNE MACHINE THERMIQUE – Une machine thermique chauffe un fluide de travail à partir de la chaleur Q_H reçue depuis une source chaude. Ce fluide de travail se refroidit en rejetant une chaleur Q_C dans une source froide et produit un travail W pendant son refroidissement.

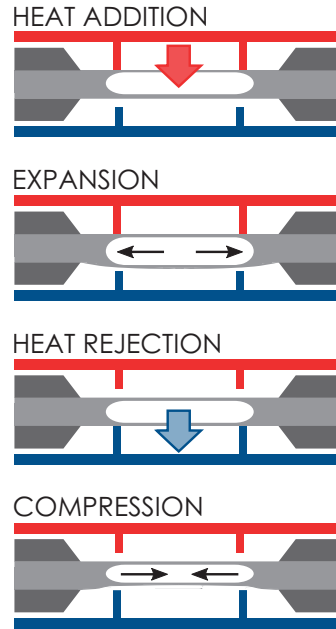


Figure 1.12 – P^3 MICRO HEAT ENGINE – Ce générateur utilise un fluide de travail qui parcourt un cycle thermodynamique entre un état chaud et un état froid (figure issue de [25]).

machines thermiques que nous inclurons dans l'état de l'art sont des configurations en circuit fermé (*i.e.* des configurations où le fluide de travail est conservé au sein de la machine). Ainsi le moteur à combustion interne ne peut être considéré, étant donné que son fluide de travail, un mélange d'air et de produits de combustion, est renouvelé à chaque cycle thermodynamique, d'où la nécessité de faire le plein.

Générateur P^3 de l'Université de Washington, WA L'Université de Washington [25] a développé une machine thermique basée sur le changement de phase d'un fluide confiné dans une micro-chambre. Le principe de fonctionnement de leur dispositif est montré en figure 1.12.

Dans son état chaud, le fluide de travail est chauffé et s'évapore, augmentant ainsi la pression. Ceci déforme la chambre qui vient alors en contact avec la source froide. S'en suit une étape de condensation du fluide de travail, réduisant la pression au sein de la chambre. Cette réduction de la pression déforme à nouveau la structure qui retourne dans son état chaud.

Machine de Rankine La machine de Rankine est une machine thermique utilisant le changement de phase de son fluide de travail pour produire un travail mécanique. Ce type de machine est largement utilisé dans les centrales thermiques telles que les centrales nucléaires. Le cycle thermodynamique, appelé le cycle de Rankine est montré en figure 1.13. Bien que tout fluide de travail puisse être utilisé, nous considérons dans la suite de l'eau pure.

Comme le montre la figure 1.13, la température maximale atteignable par le fluide doit être inférieure à la température critique, égale à $374,15^\circ\text{C}$. Les rendements de ces machines sont donc limités par la température de la source chaude utilisée. En considérant une source froide à 25°C , le rendement de Carnot est égal à : $\eta_C = 54\%$.

Le cycle de Rankine peut être décrit en 4 phases :

1. Pressurisation (1-2) : le fluide de travail est mis sous haute pression à l'aide d'une pompe. Le fluide étant à l'état liquide, relativement peu d'énergie est dépensée pendant cette étape,
2. Évaporation (2-3) : le fluide entre dans un évaporateur et de la chaleur lui est apportée jusqu'à son évaporation complète,

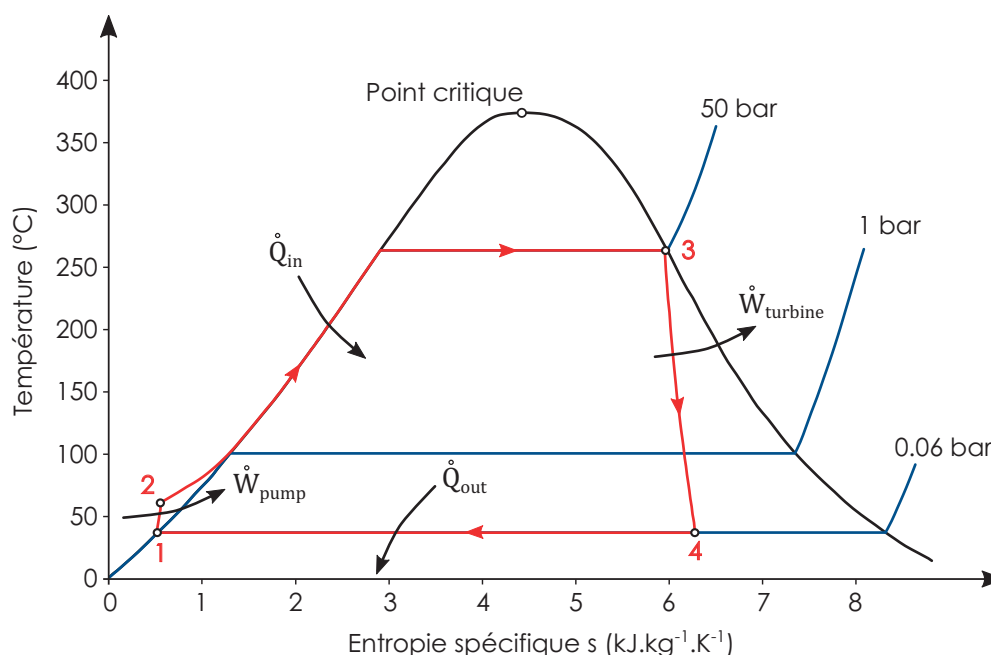


Figure 1.13 – CYCLE THERMODYNAMIQUE DE RANKINE – Le cycle de Rankine décrit l'évolution thermodynamique d'un fluide de travail (ici de l'eau) subissant un changement d'état.

3. Détente (3-4) : le fluide de travail, à l'état de vapeur, passe au travers d'une turbine et produit du travail mécanique. Ce faisant, la vapeur refroidit et se condense.
4. Condensation (4-1) : le fluide entre alors dans le condenseur où il est refroidit pour repasser sous sa forme liquide.

Bien que ces machines à vapeur soient généralement de grandes tailles, un prototype de micro-turbine a été réalisé par le M.I.T. [26], dont le compresseur est montré en figure 1.14.

Dans la continuité de ces travaux, une machine de Rankine est en voie de développement utilisant cette micro-turbine. Les principaux défis à relever sont décrits dans [27]. Parmi les paramètres d'opération d'une telle turbine, on peut citer une rotation de turbine de 1 million de rpm, une pression interne de 3 MPa associée à un gradient thermique de l'ordre de 100 K.mm^{-1} .

Machine de Stirling La machine de Stirling utilise un gaz comme fluide de travail. Le principe d'opération et le cycle idéal suivi par un moteur Stirling sont présentés en figure 1.15.a. et b. [28]. Son fonctionnement est basé sur la compression d'un gaz à faible température nécessitant moins d'énergie qu'il en est gagné lors de la détente de cette quantité de gaz à haute température. Cette machine est composée d'un tube scellé à ses deux extrémités par deux pistons. L'une des extrémités est en contact avec la source chaude tandis que l'autre est constamment refroidie par la zone froide. Dans le tube, un régénérateur sépare les zones chaude et froide. Le cycle est idéalement décomposé en 4 phases :

1. Détente isotherme (1-2) : un petit volume de gaz à haute température se détend et exerce un travail sur un piston. Lors de cette détente, le gaz reste à température constante grâce à l'apport de chaleur depuis la source chaude.
2. Refroidissement isochore (2-3) : les pistons déplacent le gaz vers la source froide en gardant le volume constant. Lors de cette étape, la chaleur perdue par le gaz est transmise au régénérateur.
3. Compression isotherme (3-4) : Un travail mécanique extérieur comprime le gaz de manière isotherme. Le gaz rejette l'excédent de chaleur dans la source froide.

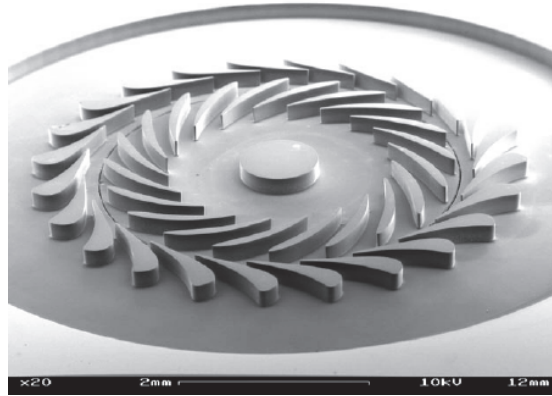


Figure 1.14 – MICRO TURBINE RÉALISÉE PAR LE M.I.T. [26] – Le rotor est situé au centre tandis que le stator est visible sur la périphérie.

4. Chauffage isochore (4-1) : Une fois le volume minimal atteint, les pistons déplacent le gaz vers la zone chaude de manière isochore. Pendant son passage dans le régénérateur, le gaz récupère sa chaleur.

La machine de Stirling se décline en trois configurations, illustrées en figure 1.15.c.

alpha La configuration alpha est composée de deux pistons de puissance (P) de part et d'autre des sources froide et chaude. Les deux pistons ont besoin d'être hermétiques.

beta La configuration beta est composée d'un piston de travail (P) et d'un piston de déplacement (D), situés dans le même cylindre. Contrairement au piston de travail, le piston de déplacement n'a pas besoin d'être hermétique.

gamma La configuration gamma permet aux deux pistons P et D d'évoluer dans des cylindres de sections différentes, offrant ainsi un degré de liberté supplémentaire.

La machine de Stirling classique présente toutefois plusieurs désavantages. Elle comporte des parties mobiles liées mécaniquement les unes aux autres. Toutes ces liaisons sont d'autant plus de sources de pertes d'énergie mécanique. De plus, l'herméticité d'un piston vis à vis d'un gaz est difficile à assurer. Enfin, pour ces mêmes raisons, la miniaturisation du principe du moteur de Stirling s'avère délicate [29,30].

Elle a toutefois été entamée par le biais du projet MISTIC, né d'une collaboration entre l'Université de Savoie, l'Université de Sherbrooke et la fondation FemtoST. Elle a conduit au développement d'un prototype montré en figure 1.16. Des publications à ce sujet sont en cours de rédaction.

L'herméticité du système est assurée par une membrane spécialement conçue pour cette application [31]. La transduction électromécanique est pour le moment assurée par une méthode électromagnétique.

Comparaisons des performances Dans le tableau 1.2, les performances des concepts de générations thermoélectriques présentés jusqu'alors sont résumées. Afin de mieux comparer leurs performances, nous listons aussi les conditions expérimentales dans lesquelles ces performances ont été atteintes.

Les propositions de miniaturisations des machines de Rankine ou de Stirling présentées ici ne produisant pas encore de puissance, elles ne sont pas présentes dans le tableau 1.2. Malheureusement, les rendements de ces concepts ne sont pas donnés. Toutefois, on observe que la machine P^3 affiche la

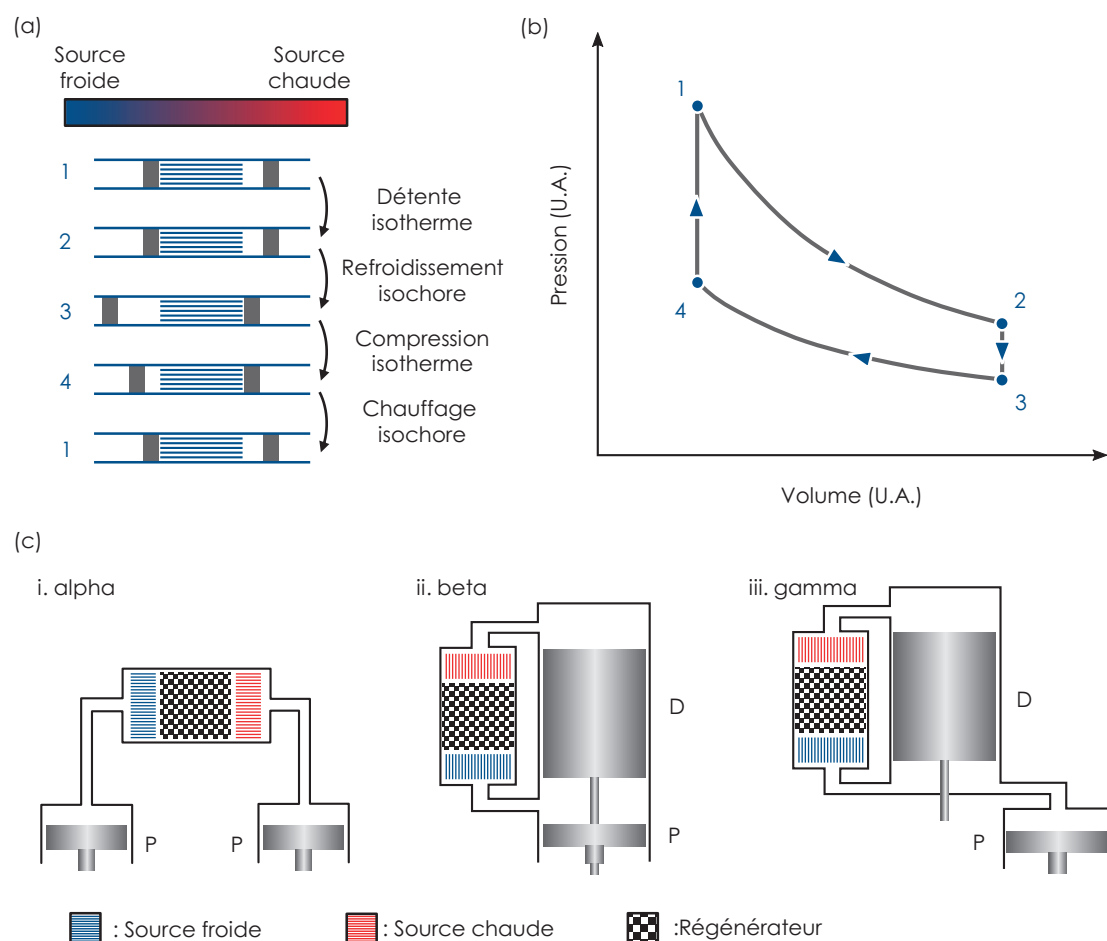


Figure 1.15 – CYCLE DE STIRLING – (a) Principe d'opération. (b) Cycle thermodynamique de Stirling. (c) Configurations alpha (i), beta (ii), et gamma (iii).

CONCEPT	PUIS. (μW)	TAILLE (mm^3)	FRÉQUENCE (Hz)	ΔT (K)	T_H ($^{\circ}C$)	MATÉRIAU	COND. EXP.
Pyro [17]	4,4	240	0,19	96	N.A.	PZT	Pelletier
ST [18]	12	4900	0,5	100	130	PZT	Conv. amb.
Ferro [24]	12	2400	$\simeq 5$	50	50	Gd / NdFeB	Pelletier
P ³ [25]	0,8	4,5	240	N.A.	N.A.	PZT	Chauf. pulsé

Tableau 1.2 – COMPARAISON DES MICRO-GÉNÉRATEURS THERMO-ÉLECTRIQUES

meilleure densité de puissance. Ce concept est toutefois chauffé activement grâce à une résistance de chauffe MEMS actionnée par un courant électrique pulsé extérieure. ce groupe observe que la puissance devient maximale pour une certaine fréquence de résonance de chauffe.

De la même manière, les autres concepts (à l'exception du système bistable de ST) sont refroidis à l'aide d'un module Pelletier. À titre de comparaison, il serait indispensable de mesurer les mêmes caractéristiques lorsque le refroidissement est passif et de prendre en compte le volume du radiateur (si il y en a besoin) dans la mesure de la densité de puissance volumique.

Le concept ferroélectrique développe des niveaux de puissances intéressants mais présente le défaut



Figure 1.16 – MICROMOTEUR STIRLING – Micromoteur Stirling développé au cours du projet MIS-TIC (Crédits photo : M.A. Hachey).

de devoir utiliser un matériau ferromagnétique doux adapté à la plage de température de l'application, ici le Gadollinium.

Des concepts présentés dans cet état de l'art, le concept de l'équipe de l'Université de Washington est celui que se rapproche le plus du générateur développé dans nos travaux. Toutefois, le développement d'une machine thermique peut s'avérer un exercice difficile, comme le témoigne la complexité des conceptions des propositions de miniaturisation des machines de Rankine et de Stirling.

1.4 Preuve de concept à l'origine du projet de recherche

Le concept innovant de machine thermique développé dans cette thèse se base sur les travaux initiaux de G. Mirshekari [32], débouchant sur la publication d'un brevet conjoint entre STMicroelectronics et l'Université de Sherbrooke [33].

Par la suite, le potentiel de ce phénomène oscillatoire appliqué à la génération d'un travail mécanique a été évalué par É. Léveillé [34], alors étudiant à la maîtrise dans le groupe du Pr. Fréchette.

Le concept initial, montré en figure 1.17.a et b., consiste en un capillaire rempli d'eau dont une extrémité débouche sur une chambre comportant une paroi piézoélectrique. Lorsqu'une portion du capillaire est chauffée, de l'eau s'évapore et entraîne une surpression. Cette surpression est convertie par la paroi piézoélectrique en un signal électrique, présenté en figures 1.17.c. et d.

Deux types de fonctionnement ont été observés :

- Un fonctionnement explosif, illustré en figure 1.17.c. Pendant ce fonctionnement, un volume de liquide surchauffe avant de se vaporiser brusquement. La pression au sein de la chambre de détente augmente alors brutalement avant de décroître quand la vapeur s'échappe de la chambre par le canal d'évacuation.
- Le deuxième fonctionnement, illustré en figure 1.17.d, est oscillatoire. Pendant ce régime, nous observons des oscillations du ménisque séparant la vapeur du liquide. Le changement de phase est plus continu et le fluide de travail s'évapore et se condense successivement tout au long du cycle.

De ces deux types de comportement, deux thèses ont pu être financées. La première cherche à exploiter un comportement thermofluidique hautement non linéaire de type explosif tandis que notre projet de recherche s'attache à développer un générateur thermoélectrique complet, basé sur le comportement oscillatoire observé.

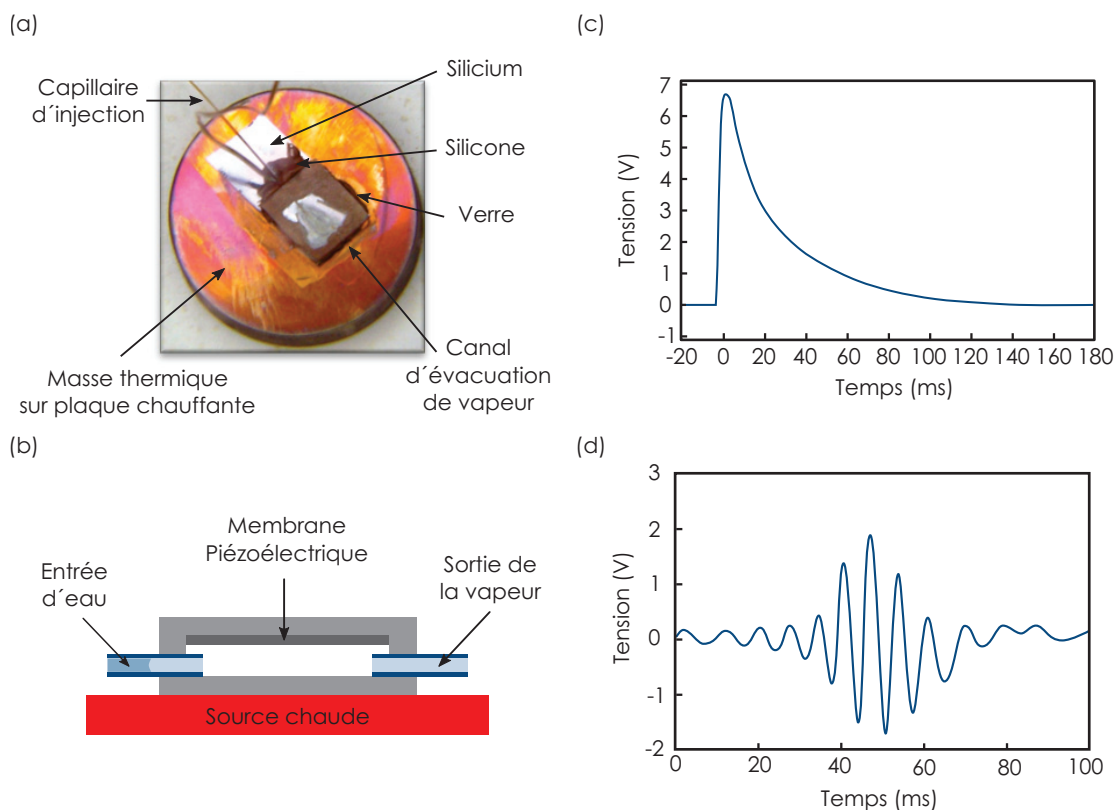


Figure 1.17 – PREUVE DE CONCEPT DE NOTRE OSCILLATEUR THERMO-FLUIDIQUE – (a) Photo de la preuve de concept. (b) Schéma en coupe du dispositif. (c) Explosion typique mesurée par la membrane piézoélectrique (charge $1M\Omega$). (d) Oscillation typique mesurée par la membrane piézoélectrique.

1.4.1 Générateur thermofluidique à condensation

Inspiré par le comportement explosif observé dans la preuve de concept, un premier groupe de recherche est constitué entre STMicroelectronics, le CEA et l'Université de Lodz (PL) afin de concevoir un générateur thermofluidique basé sur un changement de phase soudain [35].

Le générateur issu de cette recherche est présenté en figure 1.18. Le concept proposé est constitué de 3 parties :

1. une chambre d'évaporation en acier, en contact avec la source chaude,
2. une chambre de condensation en acier, en contact avec la source froide,
3. une zone constituée d'un matériau isolant (PEEK) séparant les deux chambres de condensation et d'évaporation.

Le fonctionnement de ce générateur peut être séparé en trois phases :

1. Équilibre de l'évaporation et de la condensation.
L'eau contenue dans l'évaporateur se vaporise en continue et alimente la chambre de condensation en vapeur.
Cette vapeur se condense sur les parois froides du condenseur. La pression de la chambre de condensation atteint un plateau dû à l'équilibre des taux d'évaporation et de condensation.
2. Chute de la pression de vapeur.
Des gouttelettes de liquide se forment progressivement sur les parois du condenseur. La clé du fonctionnement du générateur intervient lors de la réunification des petites gouttelettes en

une plus grosse gouttelette, menant à une chute de la pression du fait de la réduction quasi-instantanée du volume d'eau liquide.

À cause de sa masse, cette nouvelle goutte n'est plus retenue à la paroi du condenseur par la tension de surface et retourne à l'évaporateur par action de la gravité.

3. Forte évaporation.

Suite à cette réduction de pression, le taux d'évaporation augmente fortement et réalimente la chambre de condensation en vapeur. Les taux d'évaporation et de condensation finissent par s'égaliser et le cycle se répète.

Le concept présenté dans [35] fonctionne sur plaque chauffante sur une plage de température allant de 115°C à 140°C . Le générateur produit des variations de pression de l'ordre de 350 mbars à une pression moyenne de 2 bars. La période du cycle est de l'ordre de la dizaine de secondes. La production d'électricité serait réalisée par le biais d'une membrane piézoélectrique.

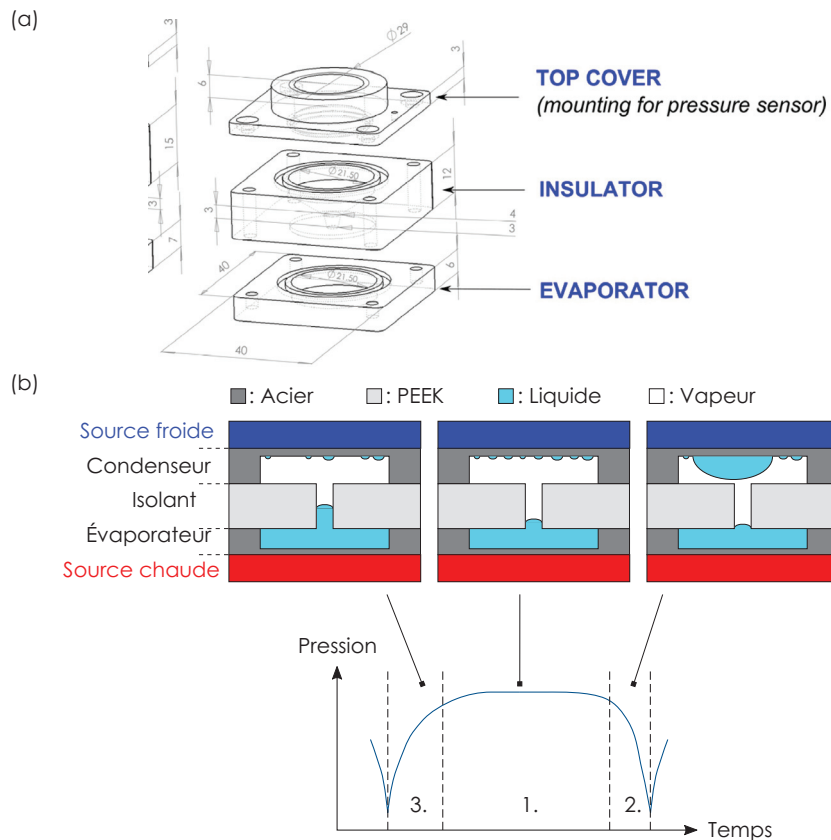


Figure 1.18 – CONCEPT DE GÉNÉRATEUR À CONDENSATION [35] – (a) Dimensions du générateur. (b) Cycle de fonctionnement.

1.4.2 Générateur thermofluidique oscillant - Self Oscillating Fluidic Heat Engine

Le deuxième générateur issu de la preuve de concept cherche à reproduire le comportement oscillatoire observé. Le principe de générateur thermofluidique développé pendant ce projet de recherche se veut très simple. Comme montré en figure 1.19, la conversion se fait en deux étapes. La première étape fait intervenir un oscillateur thermo-fluidique, constitué dans sa version la plus simple d'un tube de verre seulement. Nous verrons dans la suite que l'introduction d'un capillaire dans le tube de verre augmente les performances du générateur thermo-fluidique.

L'application d'un flux de chaleur suffisant engendre l'oscillation d'une colonne de liquide, produi-

sant ainsi de l'énergie mécanique cinétique. Ces oscillations entraînent une membrane piézoélectrique qui à son tour génère une puissance électrique. Un bloc d'aluminium assure l'apport de chaleur depuis la source chaude.

Le fonctionnement oscillatoire du Self Oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE) est similaire à celui des Pulsating Heat Pipes (PHP), ou caloducs pulsés, dont la structure a été breveté depuis les années 1990 [36]. Les PHP sont des dispositifs d'évacuation de chaleur utilisant les oscillations d'une colonne de fluide dans un canal situé entre une source chaude et une source froide.

Au début du projet de recherche, l'analogie entre le comportement observé dans notre preuve de concept et celui des PHP était établi. Bien que nous comprenions que les changements de phase jouent un rôle dans les oscillations de la colonne de liquide, le principe de fonctionnement d'un tel comportement thermo-fluidique était encore mal compris et encore moins maîtrisé.

Afin de mieux comprendre la physique des oscillations observées dans la preuve de concept, un banc de test à l'échelle du centimètre a été réalisé. Toutefois ce banc de test, présenté dans le chapitre suivant, n'était pas encore capable de reproduire des oscillations entretenues dans le temps.

Comme nous allons le montrer dans la suite du document, la clé de ce générateur thermoélectrique réside dans l'oscillateur thermo-fluidique réalisant la transduction thermo-mécanique. De par sa simplicité, il est robuste et nous montrerons de plus que son fonctionnement est totalement passif en plus de s'étendre sur une large plage de température.

Avant d'entamer la description de ce nouveau principe de conversion dans le chapitre suivant, nous allons tout d'abord énoncer les objectifs attachés à ce projet de recherche et les problématiques associées.

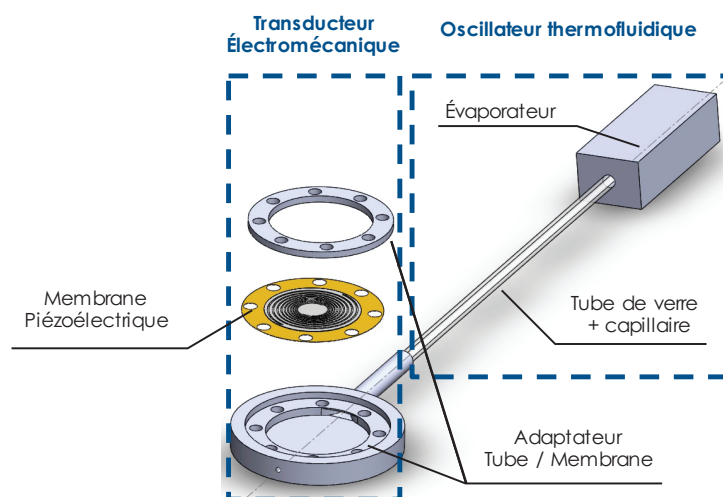


Figure 1.19 – SCHÉMA DU CONCEPT DE GÉNÉRATEUR THERMO-ÉLECTRIQUE SOFHE – Ce concept se compose de deux étages de transduction. Le premier est un oscillateur thermo-fluidique produisant des oscillations d'une colonne de liquide à partir d'un flux de chaleur constant. Ces oscillations entraînent ensuite la déflexion d'une membrane piézoélectrique produisant ainsi de l'énergie électrique.

1.5 Problématiques du projet de recherche

1.5.1 Analyse des requis d'un micro-générateur pour une application IoT

La motivation qui a guidée ce projet de recherche est celle de l'alimentation autonome d'un nœud de capteurs à partir d'une source de chaleur de faible qualité ($T < 200^\circ\text{C}$). Le principe SOFHE sur lequel est basé notre principe de génération thermo-électrique étant encore au stade de preuve de concept au début de ce projet, l'objectif n'a pas été celui d'alimenter un nœud de capteur. Toutefois, l'analyse des requis pour la réalisation d'un tel micro-générateur, telle que développée ci-après, a servi de base pour la définition de la question de recherche.

La question de recherche animant ce projet, mais aussi les futurs développements du présent projet, peut être énoncée ainsi :

Comment convertir efficacement ($P_{surf,elec} > 1 \mu\text{W.cm}^{-2}$) un flux de chaleur provenant d'une source de faible qualité ($T_{hot} < 200^\circ\text{C}$) en une puissance électrique permettant l'alimentation d'un nœud de capteur ($V_{out} > 1 V_{pp}$) tout en restant intégrable ($A < 50 \text{ cm}^2$, $e < 1 \text{ cm}$) ?

Les valeurs numériques proposées dans cette définition de question de recherche sont originaires des considérations qui suivent.

Requis énergétiques d'un nœud de capteurs autonome Le nœud de capteur que nous cherchons à alimenter nécessite un minimum de $10 \mu\text{W}$ pour fonctionner. À l'interface entre le générateur thermo-électrique et le nœud de capteur se trouve un circuit de traitement de puissance afin d'alimenter la micro-capacité du nœud avec une tension DC stable. En prévision des pertes issues de ce circuit, nous devons produire plus de puissance que le nœud n'en a besoin de manière nominale. Le niveau de puissance à atteindre dépend de la tension à laquelle le circuit de gestion de puissance, souvent composé de diodes possédant une tension de seuil, est alimenté. Pour une tension d'alimentation de $4 V_{pp}$, la puissance électrique en sortie de générateur pourra être proche des $10 \mu\text{W}$. Si la tension est plus proche de $1 V_{pp}$, le niveau de puissance à fournir au circuit pourrait atteindre les $50 \mu\text{W}$.

Considérations d'intégrabilité du micro-générateur En plus de permettre l'alimentation énergétique du nœud de capteur, un tel micro-générateur devra occuper un volume limité lui permettant d'être intégré dans une grande variété d'applications IoT. Pour cela, une surface de carte bancaire (50 cm^2) est jugée comme étant représentative de l'empreinte occupée par un nœud de capteur autonome. L'épaisseur ne doit pas dépasser l'ordre du centimètre. Cette épaisseur limitée nous impose une nouvelle contrainte. L'utilisation d'un radiateur classique tel qu'employé aujourd'hui par les modules thermoélectriques sera défendue car occupant trop de volume.

Cahier des charges d'un micro-générateur thermoélectrique pour une application IoT autonome De ces considérations, nous pouvons à présent définir les performances ciblées par un micro-générateur alimentant un nœud de capteurs, présentées dans le tableau 1.3. Comme énoncé précédemment, ces caractéristiques ne pourront être atteintes au regard de l'état initial des travaux au début de ce projet de recherche. Ces cibles nous permettront toutefois d'estimer la maturité du concept réalisé en fin de projet. Cette analyse des requis pour une application commerciale finale justifie aussi l'absence de l'utilisation d'un radiateur ou encore d'un système de convection forcée dans la suite du projet.

PARAMÈTRE	CRITÈRE
Puissance	$10 - 50 \mu W$
Tension	$1 - 4 V_{pp}$
Source chaude	$< 200 ^\circ C$
Surface	$< 50 cm^2$
Épaisseur	$< 1 cm$

Tableau 1.3 – OBJECTIFS À ATTEINDRE POUR L'ALIMENTATION D'UN NŒUD DE CAPTEUR.

1.5.2 Objectifs du projet de recherche

Ayant posé la vision du projet de recherche, nous sommes en mesure de définir les directions dans lesquelles nos efforts de recherche devront s'orienter. Trois domaines de recherche ont été déterminés :

1. Conversion thermo-mécanique,
2. Conversion électro-mécanique,
3. Miniaturisation du principe SOFHE.

Conversion Thermique - Mécanique

Le premier thème de recherche concerne l'étude de la première étape de conversion thermo-mécanique. Partant d'une preuve de concept produite aux échelles micrométriques, le principe d'oscillation thermo-fluidique reste difficile à instrumenter, et donc à étudier.

Un premier objectif dans cette thématique de recherche consiste à maîtriser la conversion thermo-mécanique. Un banc de test a été monté et un concept d'oscillateur thermo-fluidique macrométrique assemblé. Le principe oscillatoire sera considéré comme maîtrisé lorsqu'il pourra être répété de manière contrôlée.

Une fois le principe répétable et instrumenté, nous serons en mesure de l'étudier afin d'en extraire les phénomènes physiques sur lesquels le fonctionnement de l'oscillateur thermo-fluidique est basé.

Ces paramètres alimenteront un modèle phénoménologique capable de reproduire le comportement auto-oscillant observé, au moins de manière qualitative.

En résumé, l'étude de la première étape de conversion comporte trois objectifs, listés ci-après :

- Maîtrise de l'oscillateur et répétabilité du principe auto-oscillant,
- Instrumentation de l'oscillateur thermo-fluidique et extraction des paramètres et leur influence sur le comportement oscillatoire,
- Construction d'un modèle phénoménologique capable de reproduire, au moins de manière qualitative, le comportement auto-oscillant et les influences des paramètres précédemment déterminés.

Conversion Mécanique - Électrique

Le deuxième volet de recherche s'attachera à produire une puissance électrique à partir du principe SOFHE. Cet objectif sera considéré rempli lorsque nous parviendrons à alimenter une capacité et ainsi stocker de l'énergie électrique produite à partir d'une source de chaleur de faible qualité.

Pour cela, nous devons étudier l'influence du chargement d'un transducteur électro-mécanique sur notre oscillateur thermo-fluidique. De cette analyse, nous serons en mesure de déterminer les guides de conception de notre deuxième étage de transduction. À l'issue de cette étape de recherche, un

concept de transducteur aura été défini.

Nous serons alors en mesure de procéder à la fabrication du transducteur et finalement de l'assembler à l'oscillateur thermo-fluidique.

Les objectifs de ce deuxième volet de recherche sont résumés ci-après :

- Étude de l'influence du chargement de notre oscillateur thermo-fluidique par l'addition d'un transducteur électromécanique,
- Conception et choix de la technologie de transduction électromécanique,
- Fabrication du transducteur électromécanique,
- Assemblage du générateur thermo-électrique complet et démonstration de l'alimentation d'une capacité électrique.

Miniaturisation du principe

Enfin, après avoir démontré la génération d'une puissance électrique à partir d'un générateur thermo-électrique, nous nous attacherons à miniaturiser le principe auto-oscillant thermo-fluidique.

À partir du modèle phénoménologique établi lors du premier volet de recherche, une loi assurant la conservation du comportement oscillatoire en fonction de l'échelle géométrique utilisée sera employée pour concevoir notre machine thermique miniaturisée.

Après avoir dimensionné l'ensemble des composants essentiels pour notre machine thermique micro-métrique, nous développerons un procédé complet de micro-fabrication permettant de construire de telles structures.

Enfin, un comportement oscillatoire sera démontré sur les micro dispositifs fabriqués, ouvrant la voie à une optimisation des structures micrométriques.

Les objectifs du troisième volet du projet de recherche sont résumés ci-après :

- Conception et détermination des dimensions des parties critiques du moteur SOFHE miniature,
- Développement d'un procédé de micro-fabrication permettant la réalisation des dispositifs micro-fluidiques conçus,
- Caractérisation expérimentale des micro-dispositifs et observation du comportement oscillatoire caractéristique du SOFHE,

1.6 Contributions et publications

1.6.1 Contributions

Les contributions apportées à l'issue de ce projet de recherche sont les suivantes :

- Mesure expérimentale du cycle thermodynamique SOFHE,
- Démonstration expérimentale de la loi en fréquence de notre oscillateur thermo-fluidique,
- Première utilisation des pressions générées par le mécanisme d'auto-oscillation pour convertir de la chaleur en électricité,
- Première charge de capacité basée sur le principe SOFHE, démontrant la génération d'une énergie électrique utilisable par un circuit électronique,
- Développement d'un procédé de fabrication pour l'implémentation micro-fluidique, incluant un procédé de collage eutectique et un procédé de gravure profonde du verre.

1.6.2 Publications

- T. Monin, A. Tessier-Poirier, É. Léveillé, G.R. Mirshekari, L.G. Fréchette, F. Formosa, S. Monfray, T. Skotnicki, *Putting waste heat to work using a Self-Oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE)*, article scientifique en préparation.
- T. Monin, A. Tessier-Poirier, É. Léveillé, A. Juneau-Fecteau, T. Skotnicki, F. Formosa, S. Monfray, L.G. Fréchette, *First experimental demonstration of a self-oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE) with piezoelectric power generation*, Journal of Physics : Conference Series, Volume 773, 012039, 2016.
Présentation orale lors de la XVI^{ème} Conférence internationale sur les nano et microtechnologies appliquées à la génération de puissance et la conversion énergétique (PowerMEMS 2016), Paris FR, 06 - 09 Décembre 2016.
- T. Monin, A. Dompierre, T. Skotnicki, S. Monfray, F. Formosa, L.G. Fréchette, *Piezoelectric spirals with tunable design for vibration harvesting applications from Hz to kHz*, présentation orale lors des 6^{èmes} Journées Nationales sur la Récupération et le Stockage de l'Énergie (JNRSE) pour l'alimentation de microsystèmes autonomes, Bordeaux FR, 09 - 10 Mai 2016.
- T. Monin, A. Tessier-Poirier, É. Léveillé, A. Juneau-Fecteau, F. Formosa, S. Monfray, T. Skotnicki, L.G. Fréchette, *Validation expérimentale du comportement d'un caloduc élémentaire décrit comme un résonateur mécanique excité par la thermique*, présentation orale lors du XII^{ème} Colloque Interuniversitaire Franco-Québécois (CIFQ) sur la Thermique des Systèmes, Sherbrooke QC, 8 - 10 Juin 2015.

2

Conversion thermomécanique : Oscillateur thermofluidique

“Thermodynamics is a funny subject. The first time you go through it, you don’t understand it at all. The second time you go through it, you think you understand it, except for one or two small points. The third time you go through it, you know you don’t understand it, but by that time you are so used to it, it doesn’t bother you any more.”

“La thermodynamique est un sujet amusant. Au premier contact, vous ne comprenez absolument rien. Au deuxième essai, vous pensez avoir compris, à l’exception d’une ou deux subtilités. À la troisième, vous savez que vous ne comprenez pas, mais vous y êtes tellement habitué depuis le temps, que cela ne vous dérange même plus.”

Arnold Sommerfeld, 1868 – 1951

2.1 Objectifs

Comme nous l'avons vu au chapitre précédent, ce projet est né d'une preuve de concept réalisée à l'échelle micro. Toutefois, l'étude de ce comportement oscillatoire aux échelles micro est difficile. Un banc de test du même dispositif, mais agrandi, nous permet de caractériser plus facilement le comportement oscillatoire. L'objectif ici est donc d'améliorer la compréhension du phénomène oscillatoire et d'explorer les effets des différents paramètres sur les performances de notre machine thermique. Cette compréhension n'a pas besoin d'être totale mais simplement suffisante afin de permettre l'extraction de règles de conception pour la miniaturisation du concept d'une part, et l'introduction d'une transduction électromécanique d'autre part. L'objectif n'est donc pas d'optimiser la performance de la machine thermique, mais vraiment de dégager les concepts clés à l'origine du phénomène oscillatoire observé.

2.2 Principe de fonctionnement et mécanismes physiques clés en jeu

La première étape du développement d'un tel générateur est de maîtriser ce régime oscillatoire (*i.e.* le rendre répétable et stable dans le temps) et de déterminer les principaux paramètres physiques et leurs effets sur l'amplitude des oscillations.

2.2.1 Principe d'opération du SOFHE

Une caractéristique clé de notre concept de générateur est son aptitude à démarrer par lui-même de manière totalement passive. Ceci nous permet de ne pas consommer une énergie précieuse dans l'amorçage du fonctionnement de notre moteur. Ce caractère de démarrage passif est partagé par les PHP [37].

Après avoir présenté la caractéristique auto-oscillante de notre moteur, nous détaillerons son principe d'opération en décrivant la dynamique et le cycle thermodynamique idéal suivi par le fluide de travail.

Démarrage du régime oscillatoire

La procédure d'initiation de notre oscillateur est présentée en figure 2.1.a.

- Un tube de verre semi-ouvert est rempli d'eau (i).
- L'extrémité fermée est mise en contact avec une source chaude (ii).
- Pour un apport suffisant de chaleur, une portion du tube verra sa température dépasser la température de saturation de l'eau à pression ambiante (*i.e.* 100°C pour une pression atmosphérique). De la vapeur se forme alors à l'extrémité chaude de notre tube. Cette vapeur se stabilise au point du tube où la température des parois égalise celle de saturation (iii).
- Notre machine démarre son régime oscillatoire lorsque la température des parois de l'évaporateur dépasse une certaine valeur seuil. Le ménisque séparant la zone de vapeur et de liquide se met alors à osciller (iv).
- Dû à l'évaporation d'une portion de liquide, la surpression de la zone de vapeur repousse la colonne de liquide vers la zone froide (v). À ce moment, une portion de la vapeur (zone hachurée) est en contact avec des parois froides et se condense.
- La condensation entraîne une diminution de la pression de la zone de vapeur qui à son tour tire la colonne de liquide vers la zone chaude (vi).
- Entraînée par son inertie, la colonne de liquide pénètre dans l'évaporateur. Une portion de

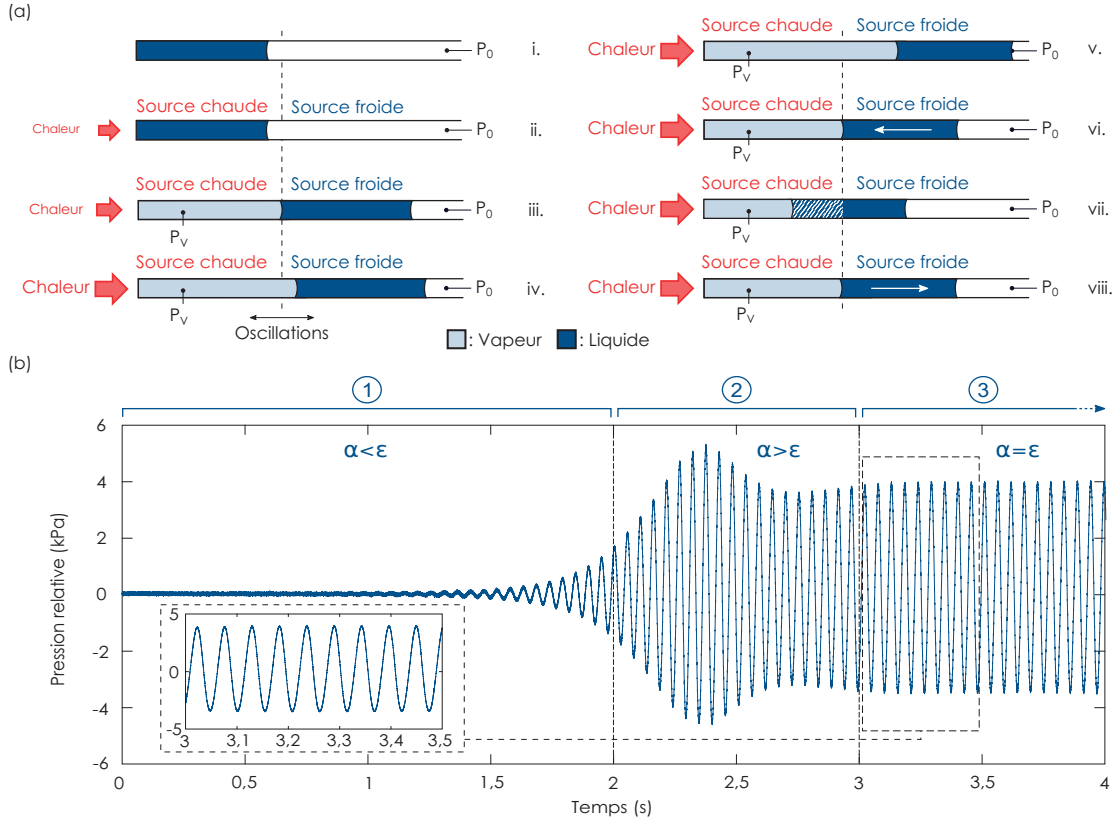


Figure 2.1 – ÉMERGENCE D'UN RÉGIME OSCILLATOIRE – (a) Procédure de démarrage de notre machine thermique (i → iv) et cycle poursuivi par le fluide de travail (v → viii). (b) Relevé expérimental de la pression relative de vapeur ($P_v - P_0$) lors de l'apparition des oscillations. α et ϵ désignent l'atténuation et l'excitation des oscillations respectivement.

liquide se trouve alors en contact avec des parois chaudes lui permettant de s'évaporer (zone hachurée) (vii).

- L'évaporation d'une portion de liquide augmente la pression de la zone de vapeur, suffisamment pour repousser la colonne de liquide vers la zone froide (viii).

Des mesures expérimentales montrant la phase de démarrage des oscillations sont reproduites en figure 2.1.b. La procédure expérimentale et le banc de test utilisés sont détaillés dans la section 2.4 à venir.

Conditions nécessaires pour l'apparition des oscillations

Températures des sources thermiques Deux conditions pour l'apparition des oscillations peuvent être directement déduites de ces observations. Premièrement, une portion de notre tube nécessite d'être à une température inférieure à la saturation du fluide de travail pour pouvoir permettre la condensation de la vapeur. Aussi, la source chaude doit être à une température supérieure à la température de saturation. Cette condition est résumée par l'équation 2.1 où T_C [K], T_{sat} [K] et T_H [K] désignent les températures des sources chaude et froide et la température de saturation, respectivement.

$$T_C < T_{sat} < T_H \quad (2.1)$$

Diamètre critique du canal fluidique Une autre condition nécessaire porte sur la valeur du diamètre du tube de verre. En effet, notre colonne de liquide doit se comporter à la manière d'un piston

liquide. Pour cela, les forces capillaires doivent être suffisamment fortes pour retenir l'eau contre la gravité et ainsi maintenir un ménisque unique séparant les phases liquides et vapeur l'une de l'autre, et ce, quelle que soit l'orientation du tube. Pour cela, le diamètre du tube doit être inférieur à une certaine valeur critique D_{crit} .

Ce paramètre D_{crit} peut être déduit à partir du nombre d'Eötvös $Eö$ défini par l'équation 2.2.

$$Eö = \frac{\text{Force de gravité}}{\text{Force de capillarité}} = \frac{D^2 g (\rho_L - \rho_V)}{\sigma} \quad (2.2)$$

D [m] représente le diamètre du tube, g [$m.s^{-2}$] la constante d'accélération de la gravité, ρ_L [$kg.m^{-3}$] et ρ_V [$kg.m^{-3}$] les masses volumiques des phases liquide et vapeur respectivement et σ [$N.m^{-1}$] la valeur du coefficient de tension de surface.

Kandekhar [38] montre que la condition de piston liquide n'est vraie qu'en dessous d'une valeur critique du nombre d'Eötvös ($Eö \leq 4$). De cette valeur limite, un diamètre critique est déterminé selon l'équation 2.3. Dans le cas de l'eau, cette valeur de diamètre critique se situe autour de 5 mm.

$$D_{crit} = 2 \sqrt{\frac{\sigma}{g (\rho_L - \rho_V)}} \quad (2.3)$$

Valeur seuil du flux de chaleur Enfin, il apparaît qu'une valeur seuil de flux de chaleur thermique existe au-delà de laquelle les oscillations sont entretenues dans le temps. Cette valeur seuil dépend très certainement du fluide utilisé mais aussi de la configuration de l'oscillateur utilisée (géométrie des zones vapeur et liquide). A. Tessier-Poirier [39] déduit un critère d'instabilité I depuis l'étude du problème au premier ordre. Pour une valeur de I supérieure à 1, les oscillations apparaissent. Cette quantité I s'exprime selon l'équation 2.4.

$$I = \frac{\rho_L R_V T_{V,0}}{8\pi \mu_L \rho_V P_{V,0} h_{LV} R_{th}} \left(-\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{men} \quad (2.4)$$

R_V [$J.kg^{-1}.K^{-1}$] désigne la constante des gaz parfaits massique de la vapeur d'eau, $T_{V,0}$ [K] et $P_{V,0}$ [Pa] la température et la pression de la vapeur au seuil de la saturation, μ_L [$kg.s^{-1}$] le coefficient de viscosité dynamique du liquide, h_{LV} [$J.kg^{-1}$] l'enthalpie spécifique de vaporisation de l'eau, R_{th} [$K.W^{-1}$] la résistance thermique du changement de phase et $(\partial T / \partial x)_{men}$ [$K.m^{-1}$] le gradient thermique (négatif) aux parois du ménisque.

2.2.2 Mécanisme oscillatoire

Bien que notre concept de machine thermique soit simple, son fonctionnement reste complexe. Les physiques mises en jeu font intervenir plusieurs domaines tels la thermique, la mécanique des fluides ainsi que la thermodynamique.

Nous tentons dans une première approche théorique de découpler ces domaines et ainsi de faire ressortir certaines caractéristiques importantes du comportement de notre machine.

Mécanismes physique en jeu

Commençons par établir quels sont les phénomènes physiques observés lors du fonctionnement oscillatoire de notre machine thermique, reportés en figure 2.2.

Forces de pression Notre colonne de liquide est soumise à deux forces de pression. La première est la force exercée par la pression P_0 exercée de l'air ambiant à l'extrémité ouverte du tube, $F_{P,0}$. La deuxième est la force exercée par la pression P_V de vapeur d'eau depuis l'extrémité fermée de notre tube, $F_{P,V}$. Ce sont les variations de cette pression de vapeur qui entraînent le mouvement de

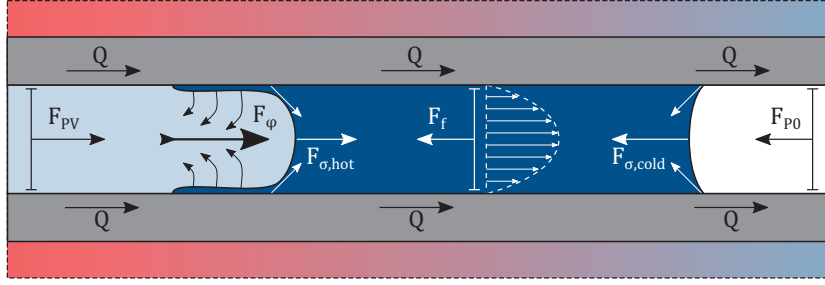


Figure 2.2 – PHÉNOMÈNES PHYSIQUES PRÉSENTS DANS LE SOFHE – Notre système est composé d'un tube de verre au travers duquel passe un flux de chaleur. Une colonne de liquide est en contact avec de l'air depuis l'extrémité ouverte (droite), et avec de la vapeur depuis l'extrémité fermée (gauche).

la colonne de liquide. Lorsque la pression de vapeur est supérieure, respectivement inférieure, à la pression extérieure, la colonne de liquide est déplacée vers la zone froide, respectivement vers la zone chaude.

Ces forces $F_{P,i}$ s'expriment comme la pression P_i multipliée par la section intérieure A du tube sur laquelle elles s'exercent, selon l'équation 2.5

$$F_{P,i} = P_i A \quad (2.5)$$

Forces de frottement Le mouvement de la colonne de liquide dans le tube engendre des forces de frottements qui s'opposent à ce mouvement. Ces forces de frottement naissent du profil radial non uniforme de la vitesse de la colonne de liquide. Si nous voulions représenter fidèlement ces forces de frottements, nous devrions appliquer les équations de la mécanique des fluides à la colonne de liquide afin d'extraire le profil radial de la vitesse du fluide. Par souci de simplicité, nous préférons ici supposer un écoulement laminaire pleinement développé à chaque moment de l'écoulement pour lequel la loi empirique de Darcy-Weinbach nous permet de remonter à une expression des forces de frottements. Cette loi empirique, définie plus tard en équation 2.19 exploite le facteur de frottement de Darcy f_D , qui varie selon la nature laminaire ou turbulente de l'écoulement.

Pour un écoulement laminaire pleinement développé, ces forces de frottement sont proportionnelles à la vitesse moyenne de la colonne de liquide \dot{x} [$m.s^{-1}$]. Pour le moment, nous exprimons ces forces de frottement selon un facteur de proportionnalité α [$kg.s^{-1}$] (équation 2.6).

$$F_f = -\alpha \dot{x} \quad (2.6)$$

Forces de tension de surface Aux frontières de notre colonne de liquide se trouvent deux ménisques. À ces ménisques, un périmètre de contact entre la phase liquide (*i.e.* l'eau), la phase gazeuse (*i.e.* la vapeur ou l'air) et la phase solide (*i.e.* le verre) existe. En raison des affinités différentes du verre vis-à-vis de l'eau et de la phase gazeuse, des forces capillaires existent. Le verre ayant une affinité supérieure avec le liquide qu'avec la phase gazeuse, le verre semble tirer le liquide le long des parois vers la zone de vapeur. Cette force s'exerçant sur le périmètre du ménisque entraîne une tension de surface, traduite par une différence de pression entre la phase liquide et la phase vapeur. La somme de ces forces entraîne le développement d'une courbure à l'interface liquide/vapeur. La loi de Laplace (équation 2.7) nous permet d'exprimer cette différence de pression ΔP_σ [Pa] en fonction de la courbure Γ [m^{-1}] observée au ménisque via un coefficient de tension superficielle σ [$N.m^{-1}$].

$$\Delta P_{\sigma,i} = 2\sigma_i \Gamma \quad (2.7)$$

Bien que la courbure du ménisque varie en fonction de la vitesse de la colonne d'eau, nous considérerons dans la suite que la courbure est constante tout au long de l'opération de notre oscillateur.

Toutefois, selon la température aux parois du tube au ménisque, la valeur du coefficient de tension de surface variera. La force de tension de surface est alors déduite de cette surpression en la multipliant par la section du tube (équation 2.8).

$$F_{\sigma,i} = \Delta P_{\sigma,i} A \quad (2.8)$$

Force de poussée/traction du changement de phase Lorsque la colonne de liquide se trouve dans la zone chaude, une portion du liquide se trouve en contact avec des parois dont la température est suffisamment élevée pour permettre l'évaporation du liquide. De même, lorsque la colonne de liquide se trouve dans la portion froide de l'oscillateur, une portion de la vapeur d'eau est en contact avec des parois dont la température est suffisamment basse pour permettre sa condensation. Ces changements de phase participent fortement aux variations de pression via le débit massique de vapeur $\dot{m}_V [kg.s^{-1}]$ défini en équation 2.9 par le biais des flux de chaleur latente $\dot{Q}_{lat} [J.s^{-1}]$ et de l'enthalpie de vaporisation $h_{LV} [J.kg^{-1}]$.

$$\dot{m}_V = \frac{\dot{Q}_{lat}}{h_{LV}} \quad (2.9)$$

Les forces de poussée, respectivement de traction, naissent de la perte, respectivement du gain, de quantité de mouvement de la masse de liquide du fait du changement de phase et s'exprime selon l'équation 2.10.

$$F_{\phi} = \dot{m}_V \dot{x}_{lat} \quad (2.10)$$

$\dot{x}_{lat} [m.s^{-1}]$ désigne la vitesse d'éjection, respectivement d'injection, du changement de phase et s'exprime en fonction du débit massique selon $\dot{x}_{lat} = \dot{m}_V / (\rho_V A)$. Aussi, l'amplitude des forces de poussée et de traction s'expriment selon l'équation 2.11

$$|F_{\phi}| = \frac{\dot{m}_V^2}{\rho_V A} \quad (2.11)$$

Calcul d'ordres de grandeurs Pour tenter de simplifier plus en avant notre modèle, nous allons estimer les amplitudes des forces de pression et les comparer avec les forces de capillarités et les forces de changement de phase. Les forces de frottements étant déphasées des forces de pression, elles deviennent essentielles dans la description du phénomène oscillatoire et ne seront pas négligées dans la suite.

Une estimation des forces de pression nous donne :

$$-10 \text{ kPa} \leq P_V - P_0 \leq 10 \text{ kPa} ; A = 4,5 \text{ mm}^2$$

$$\Rightarrow \Delta F_P = A \cdot \Delta P_V = 45 \text{ mN}$$

Les forces capillaires sont estimées de la même manière selon le coefficient de tension de surface $\sigma [N.m^{-1}]$:

$$\sigma(25^\circ C) = 72 \text{ mN.m}^{-1} ; \sigma(100^\circ C) = 59 \text{ mN.m}^{-1} ; \Gamma \leq 1/R = 833 \text{ m}^{-1}$$

$$\Rightarrow \Delta F_c = \Delta \sigma \Gamma A = 49 \text{ }\mu\text{N}$$

Les forces de poussée/traction quant à elles peuvent être estimées grâce à la détermination des échanges massiques de changement de phase $\dot{m}_V [g.s^{-1}]$ (expliquée plus loin dans le manuscrit) selon :

$$|\dot{m}_V|_{max} = 460 \text{ }\mu\text{g.s}^{-1} ; \rho_V = 0,59 \text{ kg.m}^{-3} ; A = 4,5 \text{ mm}^2$$

$$\Rightarrow |F_{\phi}| = \frac{\dot{m}_V^2}{\rho_V A} = 80 \text{ nN}$$

Ainsi les forces de pression sont bien supérieures aux forces capillaires et aux forces de poussée/traction. Aussi nous choisirons dans la suite de les négliger.

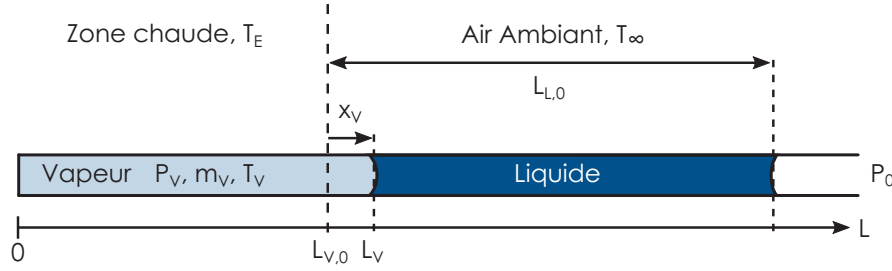


Figure 2.3 – SCHÉMA DU PROBLÈME À L'ÉTUDE – Les longueurs $L_{L,0}$ et $L_{V,0}$ sont les longueurs moyennes occupées par les phases liquides et vapeurs respectivement. Les variations de la position du ménisque sont relevées par $x_V = L_V - L_{V,0}$.

Modélisation préliminaire

Nous appliquons à présent le principe fondamental de la dynamique à notre colonne de liquide. De cette loi, nous montrerons que des caractéristiques essentielles peuvent être déduites. Le schéma du système à l'étude est décrit en figure 2.3.

Commençons par appliquer le deuxième principe de Newton à notre colonne de liquide, décrit par l'équation 2.12.

$$m_L \ddot{L}_V + \alpha \dot{L}_V - (P_V - P_0)A = 0 \quad (2.12)$$

m_L [kg] représente la masse de liquide, L_V [m] la position du ménisque, A [m²] la section du tube, P_V [Pa] la pression de vapeur et P_0 [Pa] la pression ambiante. La variation de masse de liquide étant négligeable devant sa valeur initiale, la masse de liquide est supposée constante dans la suite.

La loi des gaz parfaits, appliquée à notre vapeur, donne l'équation 2.13

$$P_V = \frac{m_V R_V T_V}{A L_V} ; P_{V,0} = P_0 = \frac{m_{V,0} R_V T_{V,0}}{A L_{V,0}} \quad (2.13)$$

m_V [kg] et T_V [K] représentent la masse et la température de la vapeur, et R_V [J.kg⁻¹.K⁻¹] ($R_V = R$ [J.mol⁻¹.K⁻¹]/ M_{H_2O} [kg.mol⁻¹]) la constante des gaz parfaits massique de la vapeur. L'indice "0" est appliqué aux valeurs de référence (*i.e.* les valeurs moyennes sur un cycle, correspondant aux valeurs à l'équilibre).

En injectant l'équation (2.13) dans l'équation (2.12) et après linéarisation, nous obtenons l'équation 2.14 :

$$m_L \ddot{x}_V + \alpha \dot{x}_V + \frac{P_{V,0} A}{L_{V,0}} x_V = P_{V,0} A \left(\frac{\Delta m_V}{m_{V,0}} + \frac{\Delta T_V}{T_{V,0}} \right) \quad (2.14)$$

Les Δ indiquent les variations des différents paramètres par rapport à leur état de référence et $x_V = \Delta L_V$.

En supposant une évolution polytropique d'indice n de notre vapeur lors des étapes de détente et de compression ($PV^n = P_0 V_0^n$; $TV^{n-1} = T_0 V_0^{n-1}$), l'équation (2.14) se réécrit selon l'équation 2.15 :

$$m_L \ddot{x}_V + \alpha \dot{x}_V + k_V x_V = P_{V,0} A \frac{\Delta m_V}{m_{V,0}} \quad (2.15)$$

$k_V = n P_{V,0} A / x_{V,0}$ [N.m⁻¹] est une constante de ressort associée au volume de vapeur. Dans le cas de détente et compression isotherme, $n = 1$. Pour un cas isentropique, $n = \gamma$, où $\gamma = c_{p,V} / c_{v,V}$ est la constante isentropique de notre vapeur définie par $c_{p,V}$ et $c_{v,V}$, respectivement les capacités à pression et volume constant de vapeur.

L'équation 2.15 décrit le comportement d'un oscillateur mécanique, excité par la thermique (*i.e.* le changement de phase). La colonne de liquide joue le rôle de masse tandis que la vapeur se comporte comme un ressort gazeux. Bien que l'oscillateur soit amorti par les frottements fluides, les oscillations

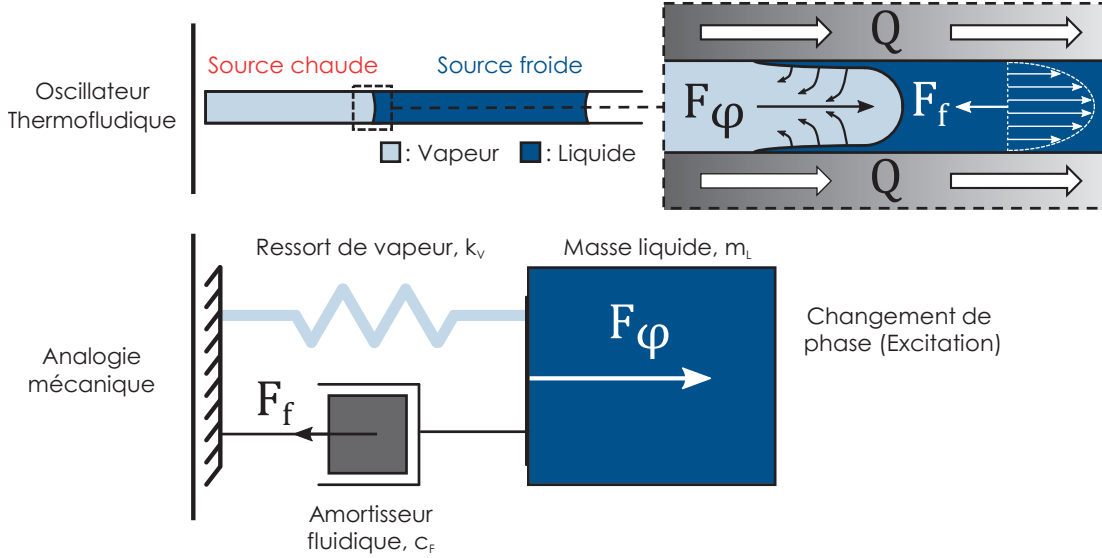


Figure 2.4 – ANALOGIE MÉCANIQUE DE NOTRE OSCILLATEUR THERMO-FLUIDIQUE – La colonne d’eau joue le rôle d’une masse tandis que la phase vapeur joue le rôle d’un ressort pneumatique. Les forces de frottements sont prises en compte via un amortisseur tandis que le changement de phase excite le système en y injectant périodiquement de l’énergie.

restent entretenues par le changement de phase. Cette analogie mécanique est présentée en figure 2.4.

Cette nouvelle vision de notre système comme étant un oscillateur mécanique nous permet ainsi de déduire une loi de la fréquence d’opération f [Hz] donnée par l’équation 2.16.

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_v}{m_L}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{nP_0}{\rho_L L_L L_V}} \quad (2.16)$$

Cette description de notre système thermofluidique comme un résonateur mécanique est retrouvée dans la littérature [40]. Bien que cette vision nous aide à comprendre le comportement oscillatoire observé, nous avons encore besoin de mieux décrire le couplage entre les différentes physiques présentes dans notre système afin de pouvoir prédire le comportement d’une configuration thermofluidique donnée.

2.3 Modélisation de l’oscillateur thermo-fluidique

Dans cette section, nous tentons de modéliser plus finement le comportement de notre oscillateur thermo-fluidique. Le but d’un tel modèle est de prédire qualitativement et quantitativement le comportement de la machine. Non seulement ce modèle doit décrire les caractéristiques de notre oscillateur (auto démarrage aboutissant à un régime oscillatoire à amplitude constante) mais doit également être capable de prédire les amplitudes des oscillations de pression et la position du ménisque.

La communauté des PHP a développé certains modèles mais la majorité d’entre eux s’intéresse surtout à la modélisation des transferts de chaleurs et des performances de gestion thermiques par le biais de simulation numériques par éléments finis [41, 42].

Nous avons néanmoins trouvé un modèle initialement conçu par Nikolayev et son groupe [43] que nous avons appliqué à notre système. Dans le but de mieux prédire les propriétés d’évacuation de

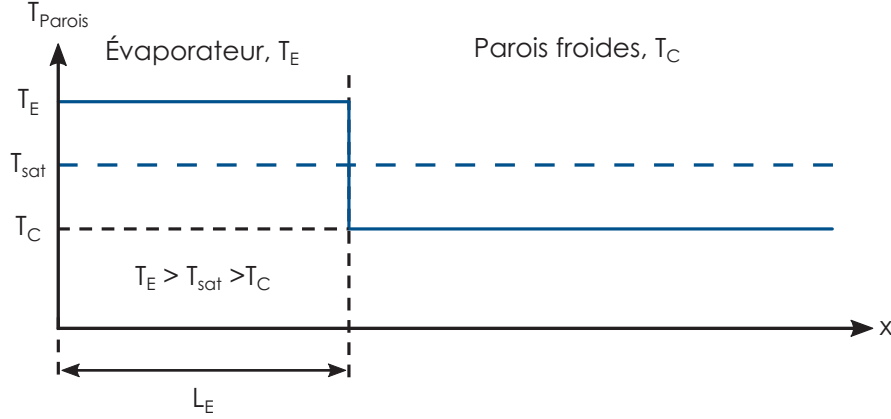


Figure 2.5 – PROFIL DE LA TEMPÉRATURE LE LONG DES PAROIS DANS LE MODÈLE NON-LINÉAIRE – La température de l'évaporateur est constante et égale à T_E . En dehors de l'évaporateur, la température est constante et égale à T_C . La valeur de T_C est inférieure à la valeur de la température de saturation de la vapeur T_{sat} , elle-même inférieure à la température de l'évaporateur T_E .

chaleur d'un PHP, ils optent pour une approche consistant à appliquer les lois de la mécanique et de la thermodynamique à un système oscillant très proche du notre. Cette approche aboutit à un système d'équations non linéaires dont la résolution se fait par un solveur numérique.

Après avoir présenté les résultats de ce modèle, nous identifierons les limites de cette approche à la fin de cette section.

2.3.1 Construction du modèle non-linéaire

Dans ce modèle, nous appliquons des lois de conservation sur notre système afin de produire un système d'équations dont la résolution nous permet de déduire les lois d'évolution de chacune de nos variables d'intérêt. Ces variables sont la position du ménisque x_V ainsi que la température, la masse et la pression de la vapeur, T_V , m_V , P_V respectivement. Comme nous le verrons, une cinquième variable, la longueur du film d'eau L_{lf} , et sa loi d'évolution seront nécessaires pour la résolution du système d'équation.

Dans la suite, une simplification est faite concernant le profil thermique des parois du système, comme montré en figure 2.5.

Les portions du tube en contact avec la source chaude (*i.e.* l'évaporateur), sont à la température T_E tandis que le reste des parois se trouve à la température T_C . Les températures chaude et froide sont choisies pour être respectivement supérieure et inférieure à la température de saturation du fluide de travail T_{sat} .

Passons à présent à la détermination des équations gouvernant nos cinq variables d'intérêt.

Équation de la pression de vapeur

La loi donnant la pression de la vapeur P_V est à nouveau donnée par la loi des gaz parfaits exprimée en équation 2.17.

$$P_V = \frac{m_V R_V T_V}{A L_V} \quad (2.17)$$

Équation de la position du ménisque

L'évolution de la position du ménisque x_V est issue du principe fondamental de la dynamique appliqué à notre volume de liquide en équation 2.18.

$$\frac{d}{dt}(m_L \dot{x}_V) = (P_V - P_0)A - \alpha \dot{x}_V \quad (2.18)$$

Le facteur de proportionnalité α [$kg.s^{-1}$] entre les forces de frottements et la vitesse peut être déduit de la loi de Darcy-Weisbach. Cette loi empirique stipule que la perte de charge ΔP [Pa] d'un écoulement pleinement développé dans un tube de diamètre uniforme D [m] est proportionnelle à sa longueur L [m] selon l'équation 2.19.

$$\frac{\Delta P}{L} = f_D \frac{\rho_L \langle v \rangle^2}{2D} \quad (2.19)$$

ρ_L [$kg.m^{-3}$] désigne la masse volumique du liquide, $\langle v \rangle$ [$m.s^{-1}$] la vitesse moyenne de l'écoulement et f_D [1] est le facteur de Darcy dépendant du type laminaire ou turbulent de l'écoulement. Pour un écoulement laminaire, le facteur de Darcy est inversement proportionnel au nombre de Reynolds Re [1], comme montré en équation 2.20.

$$f_D = \frac{64}{Re} ; Re = \frac{\rho_L \langle v \rangle D}{\mu_L} \quad (2.20)$$

μ_L [$Pa.s$] désigne la viscosité dynamique du liquide. En injectant ce facteur de Darcy dans la loi empirique citée plus haut, on obtient l'équation 2.21.

$$\Delta P = \frac{32\mu_L \langle v \rangle L_L}{D^2} \quad (2.21)$$

On en déduit une force de frottement en multipliant cette perte de charge par la section de notre tube, comme montré par l'équation 2.22.

$$\Delta P A = 8\pi\mu_L \langle v \rangle L_L ; \alpha = 8\pi\mu_L L_L \quad (2.22)$$

En injectant ce facteur α [$kg.s^{-1}$] dans notre première équation, nous obtenons l'équation 2.23.

$$\frac{d}{dt}(m_L \dot{x}_V) = (P_V - P_0)A - 8\pi\mu_L L_L \dot{x}_V \quad (2.23)$$

L'équation déterminant l'accélération de notre colonne de liquide s'exprime alors selon l'équation 2.24.

$$m_L \ddot{x}_V = (P_V - P_0)A + (\dot{m}_V - 8\pi\mu_L L_L) \dot{x}_V \quad (2.24)$$

Équation de la température de vapeur

La loi de variation de la température de vapeur est issue de l'application du premier principe de la thermodynamique au volume de vapeur selon l'équation 2.25.

$$dU_V = -\delta W + \delta Q_{sens} + h_V dm_V \quad (2.25)$$

La variation de l'énergie interne du volume de vapeur dU_V [J] est dû au travail δW [J] que la vapeur produit sur son environnement, à la chaleur sensible δQ_{sens} [J] injectée dans (ou rejetée depuis) notre volume de vapeur ainsi qu'à l'énergie $h_V dm_V$ [J] associée à la variation d'enthalpie de la masse de vapeur par changement de phase, où h_V [$J.kg^{-1}$] désigne l'enthalpie massique de la vapeur.

Le travail que la vapeur exerce sur son environnement s'écrit selon l'équation 2.26.

$$\delta W = P_V dV_V = P_V A dx_V \quad (2.26)$$

La chaleur sensible s'exprime via un coefficient d'échange Λ_V [$W.m^{-2}.K^{-1}$] selon l'équation 2.27.

$$\delta Q_{sens} = \Lambda_V \pi D x_{d,h} (T_E - T_V) dt + \Lambda_V \pi D x_{d,c} (T_V - T_C) dt \quad (2.27)$$

$x_{d,h}$ [m] et $x_{d,c}$ [m] désignent les portions sèches (*i.e.* sans film d'eau) du tube en contact avec les sources chaude et froide respectivement. Le coefficient d'échange Λ_V s'exprime lui-même selon l'équation 2.28.

$$\Lambda_V = Nu \frac{k_V}{\delta_{th}} \quad (2.28)$$

Tandis que l'échange de chaleur par conduction est comptabilisé par le terme de conductivité thermique de la vapeur k_V [$W.K^{-1}.m^{-1}$], l'advection dû au mouvement du fluide est prise en compte par le nombre de Nusselt Nu [1], défini par le rapport des termes d'échange convectifs et conductifs. L'estimation du nombre de Nusselt est détaillée dans l'annexe 2.A.

La longueur de pénétration thermique δ_{th} [m] est donnée via le coefficient de diffusion thermique de notre vapeur α_{th} [$m^2.s^{-1}$] exprimé d'après l'équation 2.29.

$$\delta_{th} = \sqrt{\alpha_{th} \tau} \quad (2.29)$$

$$\tau = 1/f \quad ; \quad \alpha_{th} = \frac{k_V}{\rho_V c_{p,V}}$$

Le terme lié à la variation d'enthalpie se réécrit selon l'équation 2.30.

$$h_V dm_V = c_{p,V} T_V dm_V \quad (2.30)$$

La variation d'énergie interne se réécrit selon l'équation 2.31.

$$dU_V = d(m_V c_{v,V} T_V) \quad (2.31)$$

Le premier principe se réécrit finalement sous la forme donnée par l'équation 2.32.

$$\begin{aligned} m_V c_{v,V} \dot{T}_V &= R_V T_V \dot{m}_V \\ &- P_V A \dot{x}_V \\ &+ \Lambda_V \pi D x_{d,h} (T_E - T_V) \\ &+ \Lambda_V \pi D x_{d,c} (T_V - T_C) \end{aligned} \quad (2.32)$$

Équation de la masse de vapeur

La variation de masse \dot{m}_V est associée au flux de chaleur de changement de phase \dot{Q}_{lat} [W] par le biais de l'enthalpie de vaporisation h_{LV} selon l'équation 2.33.

$$\dot{Q}_{lat} = h_{LV} \dot{m}_V \quad (2.33)$$

Ce flux de chaleur de changement de phase \dot{Q}_{lat} est égal à la somme des flux de chaleur d'évaporation \dot{Q}_{evap} et de condensation \dot{Q}_{cond} comme exprimé en équation 2.34. \dot{Q}_{evap} est compté positivement quand de la vapeur est formée et \dot{Q}_{cond} est compté négativement quand de la vapeur est consommée.

$$\dot{Q}_{lat} = \dot{Q}_{evap} + \dot{Q}_{cond} \quad (2.34)$$

L'évaporation a lieu à deux endroits distincts.

- Premièrement, elle a lieu le long du film d'eau sur les parois du tube dans l'évaporateur.
- Deuxièmement, elle a lieu au ménisque lorsque celui-ci est présent dans l'évaporateur.

Les transferts de chaleur associés à ces deux évaporations s'écrivent selon l'équation 2.35.

$$\dot{Q}_{evap} = \Lambda_{evap}^{film} \pi D L_{e,f} (T_E - T_{sat}(P_V)) + \Lambda_{evap}^{men} \pi D L_{e,m} (T_E - T_{sat}(P_V)) \quad (2.35)$$

$L_{e,f}$ désigne la longueur du film d'eau présent dans l'évaporateur et $L_{e,m}$ une longueur caractérisant la portion du ménisque sur laquelle l'évaporation se produit. Du fait de la faible épaisseur du film d'eau relativement au rayon de la colonne d'eau, le terme d'évaporation au film est prépondérant devant le terme d'évaporation au ménisque. Toutefois, ce dernier terme peut être nécessaire pour faire apparaître un régime oscillatoire selon certaines conditions initiales. Dans la suite, la longueur $L_{e,m}$ est estimée à 1% du rayon du tube.

Lorsque le ménisque entre dans la zone froide, la condensation a lieu au ménisque et sur le film d'eau déposé le long des parois froides ainsi que sur les parois sèches (sans film d'eau). Les transferts de chaleur associés à la condensation s'écrivent alors selon l'équation 2.36.

$$\dot{Q}_{cond} = \Lambda_{cond}^{tube} \pi D L_{c,v} (T_C - T_{sat}(P_V)) + \Lambda_{cond}^{men} \pi D L_{c,m} (T_C - T_{sat}(P_V)) \quad (2.36)$$

$L_{c,v}$ désigne la longueur de vapeur présente dans le condenseur. De manière analogue à $L_{m,e}$, $L_{m,c}$ désigne la portion du ménisque sur laquelle la condensation se produit. Leurs valeurs sont les mêmes et égales à 1% du rayon du tube. Les différents coefficients d'échange de chaleur Λ s'expriment selon les équations 2.37 et 2.38.

$$\Lambda_{evap}^{film} = \Lambda_{cond}^{tube} = \frac{k_L}{\delta_{lf}} \quad (2.37)$$

$$\Lambda_{evap}^{men} = \Lambda_{cond}^{men} = \varepsilon \frac{k_L}{\delta_{lf}} \quad (2.38)$$

δ_{lf} est l'épaisseur du film d'eau, supposée constante. ε est un facteur positif inférieur à 1 tenant compte de la faible amplitude du changement d'état au ménisque comparé à celui ayant lieu le long du film d'eau. On remarque que seule la conduction de chaleur au travers de la couche d'eau est considérée ici. En effet, on suppose que la chaleur participant au changement de phase est entièrement originaire de la conduction radiale de chaleur au travers des parois de verre et des films d'eau. Finalement, la loi donnant la variation de la masse de vapeur au cours du temps s'écrit selon l'équation 2.39

$$\begin{aligned} h_{LV} \dot{m}_V = & \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{e,f} (T_E - T_{sat}(P_V)) \\ & + \varepsilon \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{e,m} (T_E - T_{sat}(P_V)) \\ & + \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{c,v} (T_C - T_{sat}(P_V)) \\ & + \varepsilon \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{c,m} (T_C - T_{sat}(P_V)) \end{aligned} \quad (2.39)$$

On prend en compte ici la variation de la température de saturation en fonction de la pression de vapeur. Pour cela, nous utilisons l'équation de Clapeyron (c.f. équation 2.40 [44]), qui donne la valeur de la pente $dP/dT|_{sat}$ de la courbe de coexistence liquide vapeur de l'eau, telle que présentée en figure 2.6.

$$\left. \frac{dP}{dT} \right|_{sat} = \frac{h_{LV}}{T_V \Delta v} \quad (2.40)$$

$\Delta v [m^3.kg^{-1}]$ désigne la différence des volumes spécifiques entre la phase liquide et la phase vapeur. Pour des températures éloignées de la température du point critique de l'eau, le volume spécifique de l'eau liquide v_L est négligeable devant le volume spécifique de la vapeur v_V . Pour un gaz parfait, le

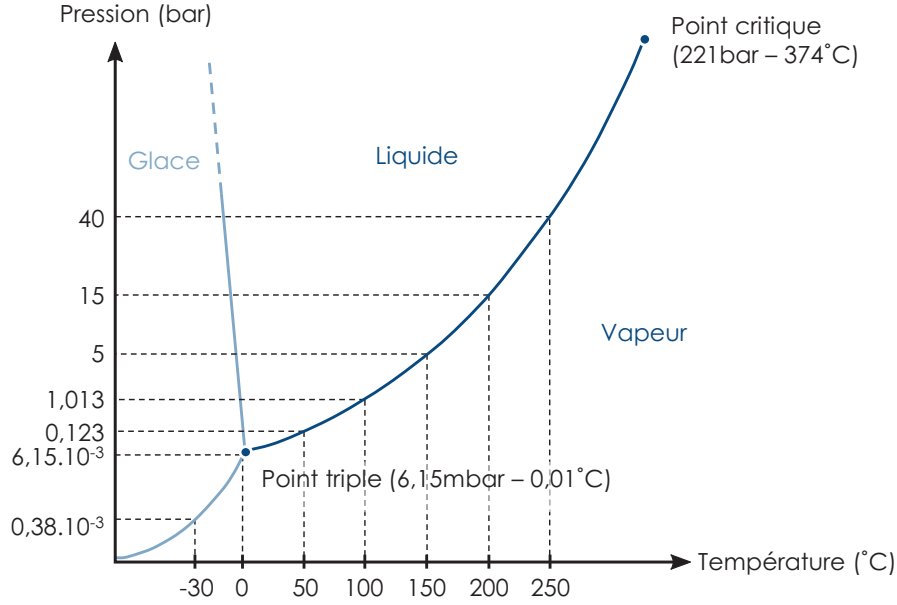


Figure 2.6 – DIAGRAMME DE CLAPEYRON DE L'EAU – Ce diagramme renseigne sous quelles conditions de pression et de température les phases vapeur, liquide et solide de l'eau sont stables. La courbe séparant les phases liquide et vapeur indique les couples Température et Pression auxquels les deux phases coexistent. Il s'agit des conditions de saturation, conditions auxquelles nous supposons que le changement de phase se produit.

volume spécifique s'exprime selon $v_V = R_V T_V / P_V$. En introduisant ce dernier résultat dans l'équation de Clapeyron, on obtient l'équation 2.41.

$$\left. \frac{dP}{dT} \right|_{sat} = \frac{P_V h_{LV}}{T_V^2 R_V} \quad (2.41)$$

L'intégration de cette équation entre un état de saturation de référence ($T_{sat,0}, P_{sat,0}$) et un deuxième état de saturation à la pression P_V ($T_{sat}(P_V), P_V$) nous donne l'équation 2.42 nous permettant de déterminer la valeur de la température de saturation en fonction de la pression P_V .

$$T_{sat}(P_V) = \left(\frac{1}{T_{sat,0}} - \frac{R_V}{h_{LV}} \ln \left(\frac{P_V}{P_{sat,0}} \right) \right)^{-1} \quad (2.42)$$

Équation de la longueur du film d'eau

Nous avons ainsi déterminé une loi pour chacune de nos quatre variables (P_V , T_V , m_V et x_V). Toutefois, nous avons pour cela introduit quatre longueurs supplémentaires $L_{e,f}$, $L_{c,v}$, $x_{d,h}$ et $x_{d,c}$. Heureusement, ces quatre longueurs peuvent être définies à partir de la longueur du film d'eau L_{lf} [m], comme montré en figure 2.7.

Ce film d'eau est formé lorsque le ménisque revient de la zone chaude vers la zone froide. À l'opposé, le film d'eau est "ravalé" par la colonne d'eau lorsque celle-ci revient de la zone froide vers la zone chaude. Il est aussi consommé par l'évaporation et formé par la condensation. Ce comportement du film d'eau est décrit au travers de l'équation 2.43.

$$\dot{L}_{lf} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_{lf} = 0 \text{ et } \dot{L}_{lf} < 0 \\ \dot{x}_V - \frac{\dot{m}_V}{\rho_L \pi D \delta_{lf}} & \text{sinon} \end{cases} \quad (2.43)$$

Les longueurs $L_{e,f}$ et $L_{c,v}$ s'expriment selon les équations 2.44 et 2.45.

$$L_{e,f} = \begin{cases} L_{lf} & \text{si } x_V < L_E \\ L_E - (x_V - L_{lf}) & \text{si } x_V \geq L_E \end{cases} \quad (2.44)$$

$$L_{c,v} = \begin{cases} 0 & \text{si } x_V < L_E \\ x_V - L_E & \text{si } x_V \geq L_E \end{cases} \quad (2.45)$$

À leur tour, les longueurs $x_{d,h}$ et $x_{d,c}$ s'expriment selon les équations 2.46 et 2.47.

$$x_{d,h} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_{lf} \geq x_V \\ x_V - L_{lf} & \text{si } x_V - L_{lf} \leq L_E \\ L_E & \text{si } x_V - L_{lf} > L_E \end{cases} \quad (2.46)$$

$$x_{d,c} = \begin{cases} 0 & \text{si } x_V - L_{lf} \leq L_E \\ x_V - L_{lf} - L_E & \text{si } x_V - L_{lf} > L_E \end{cases} \quad (2.47)$$

Nous voici maintenant avec un système de 5 équations formé par les équations 2.17, 2.24, 2.32, 2.39 et 2.44 pour 5 inconnues. Pour résoudre un tel système d'équation, nous utilisons un solveur intégré à un programme Matlab. Le programme Matlab utilisé est présenté en annexe 2.C et 2.D.

2.3.2 Résultats des simulations

Les valeurs utilisées pendant les simulations sont celles relevées dans le tableau 2.1, sauf si précisé autrement. La valeur de l'épaisseur du film d'eau δ_{lf} est choisie afin de corrélérer au mieux les résultats du modèle avec les observations expérimentales. Les conditions initiales pour chacune de nos 5 variables sont présentées dans le tableau 2.2, sauf si précisé autrement.

Existence d'un régime auto-oscillant entretenu

Une des premières caractéristiques que notre modèle doit valider est la possibilité de faire apparaître un régime oscillatoire entretenu à partir d'une différence de température constante. Un tel comportement est observé en figure 2.8. Nous avons également vérifié que si la condition $T_C < T_{sat} < T_E$ n'est pas vérifiée, le modèle ne donne pas d'oscillations.

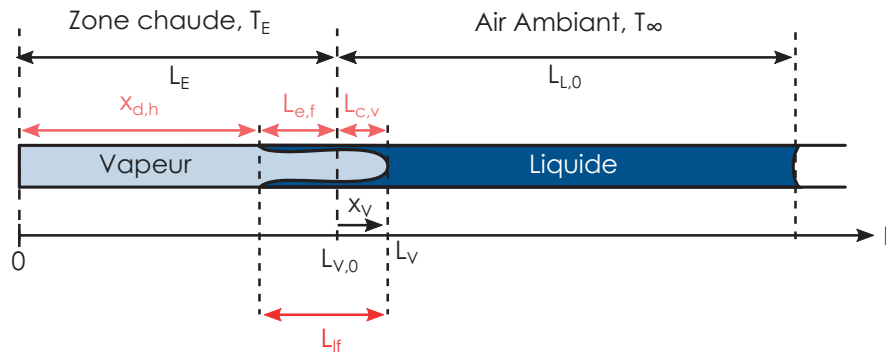


Figure 2.7 – DÉFINITION DES LONGUEURS – Les différentes longueurs utilisées dans le modèle sont définies graphiquement ici. Seule $x_{d,c}$, la longueur de portion sèche de condensateur, n'est pas indiquée sur la figure.

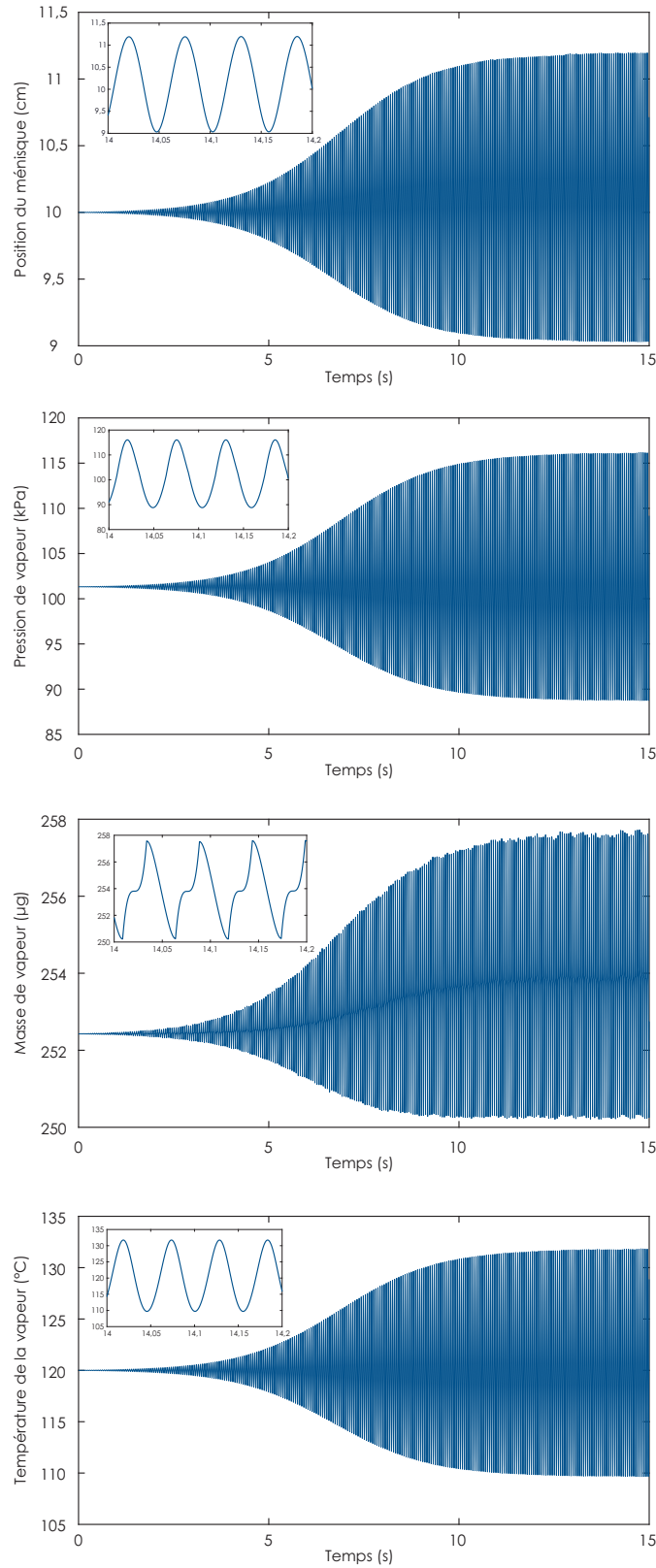


Figure 2.8 – SIMULATIONS DE LA POSITION DU MÉNISQUE, PRESSION, MASSE ET TEMPÉRATURE DE LA VAPEUR – Simulations réalisées pour un rayon interne de tube de 1,2 mm et des longueurs de liquide et de vapeur égales à 10 mm chacune.

PARAMÈTRE	SYMBOLE	VALEUR	UNITÉ
Longueur d'évaporateur	L_E	0,1	[m]
Longueur de liquide initiale	L_{ini}	0,1	[m]
Rayon du tube	R	$1,2 \cdot 10^{-3}$	[m]
Long. de ch. de ph. au mén.	L_m	$1,2 \cdot 10^{-5}$	[m]
Épaisseur du film d'eau	δ_{lf}	$500 \cdot 10^{-6}$	[m]
Long. de pén. therm.	δ_{bl}	$1,1 \cdot 10^{-3}$	[m]
Constante de temps	τ_{bl}	$55 \cdot 10^{-3}$	[s]
Cond. therm. (vapeur)	k_V	$24.8 \cdot 10^{-3}$	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
Cond. therm. (liquide)	k_L	$680 \cdot 10^{-3}$	[W.m ⁻¹ .K ⁻¹]
Const. spéc. de vapeur	R_V	462	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Capa. calor. à V const. (vap.)	$c_{v,V}$	1686	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Capa. calor. à P const. (vap.)	$c_{p,V}$	2029	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]
Chaleur latente d'évaporation	h_{LV}	$2257 \cdot 10^3$	[J.kg ⁻¹]
Masse volumique (liquide)	ρ_L	958	[kg.m ⁻³]
Masse volumique (vapeur)	ρ_V	0,59	[kg.m ⁻³]
Masse totale liquide	m_{tot}	$433 \cdot 10^{-6}$	[kg]
Viscosité dynamique (liquide)	μ_L	$279 \cdot 10^{-6}$	[Pa.s]
Pression extérieure	P_0	101325	[Pa]
Température de l'évaporateur	T_E	120	[°C]
Température du condenseur	T_C	90	[°C]
Température de saturation	T_{sat}	100	[°C]
Nombre de Nusselt	Nu	10	1

Tableau 2.1 – Valeurs des paramètres utilisés dans la simulation

PARAMÈTRE	SYMBOLE	VALEUR INITIALE
Position du ménisque	x_V	L_E
Vitesse de la colonne d'eau	\dot{x}_V	0 m.s^{-1}
Température de vapeur	T_V	T_E
Masse de vapeur	m_V	$\frac{P_0 A L_E}{R_V T_E}$
Longueur de film d'eau	L_{lf}	0 m

Tableau 2.2 – CONDITIONS INITIALES DES VARIABLES SIMULÉES

Vérification de la loi en fréquence

Le suivi par ce modèle non-linéaire de la loi en fréquence donnée par notre modèle préliminaire (équation 2.16) a été vérifié. Pour cela, nous avons modifié les valeurs de longueurs de gaz et de

liquide, de masse volumique liquide ainsi que la pression extérieure au système. Les résultats de ces simulations sont montrés en figure 2.9. On peut voir que la prédiction en fréquence est validée par le modèle.

2.3.3 Limitations de l'approche théorique

Ce modèle présente certaines limitations, listées ci-après :

- Premièrement, le profil thermique le long du tube est très simplifié. Un meilleur modèle remplacerait le saut abrupt de température utilisé ici par un profil de température décroissant graduellement de la source chaude vers la source froide. Le profil de température le long des parois du tube pourrait être déterminé par l'application des lois des transferts de chaleur. Toutefois, pour des raisons de manque de temps, l'intégration de ce profil de température au modèle n'a pas été faite.
- Deuxièmement, la capacité thermique des parois n'est pas prise en compte. Son effet sur le profil temporel et spatial de la température des parois est supposé négligeable dans ce modèle.
- Enfin, ce modèle fait intervenir des paramètres arbitraires tels l'épaisseur du film liquide ou encore des coefficients d'échange thermique. Afin de modéliser plus fidèlement les échanges thermiques de notre système, une découpe en éléments finis doit être opérée. De plus, les équations de la mécanique des fluides devraient être appliquées au film d'eau afin de prédire avec précision le profil spatial et temporel de l'épaisseur du film le long des parois du tube. Toutefois, ces travaux théoriques supplémentaires auraient pris du temps, indisponible dans ce projet. De plus le modèle présenté ici a été jugé suffisant pour la poursuite des travaux réalisés dans cette thèse.

En incorporant les phénomènes physiques essentiels, ce modèle capture le comportement auto-oscillant de notre machine thermique. Bien qu'il donne une prédiction qualitative satisfaisante des phénomènes observés, la question de la reproduction quantitative du comportement oscillatoire observé par notre modèle se pose toujours. Afin de mettre en perspective ces résultats théoriques, nous présentons à présent l'approche expérimentale et les données recueillies par notre banc de test.

2.4 Caractérisation expérimentale du moteur thermique

Dans cette section, nous décrivons les résultats issus des mesures de l'oscillateur thermo-fluidique. Dans un premier temps, nous présentons les bancs de test qui ont permis de réaliser ces mesures. Aussi, nous présenterons la méthodologie utilisée lors des mesures.

2.4.1 Bancs de test et méthodes expérimentales

Bancs de test

Dans ce projet de recherche, deux bancs de test ont été développés.

Le premier a été conçu et monté au 3IT à Sherbrooke tandis que le second a été conçu et monté au laboratoire SYMME, à Annecy. Ces deux bancs de tests sont décrits en figure 2.10. Ces deux environnements de test sont identiques à l'exception de la source chaude utilisée.

Dans le banc "sherbrookoïse", un tube de verre traverse de part en part un réservoir rempli de glycérine. La glycérine est chauffée par un élément chauffant contrôlé par un thermocouple lié à un régulateur PID.

Dans le banc "annécien", un bloc d'aluminium lie notre tube de verre avec une plaque chauffante dont la température est fixée par l'opérateur.

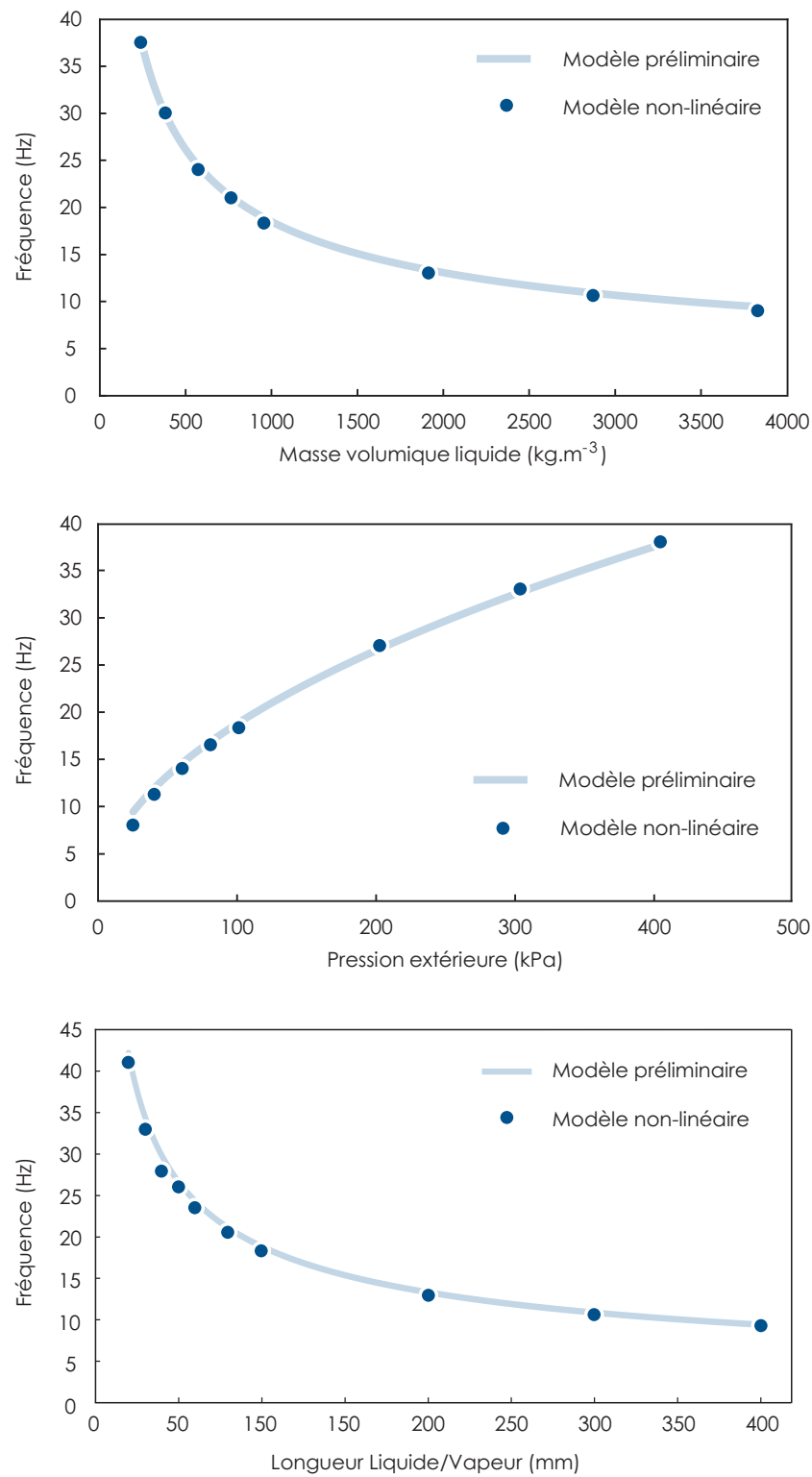


Figure 2.9 – CONFIRMATION PAR LE MODÈLE NON-LINÉAIRE DE LA PRÉDICTION EN FRÉQUENCE

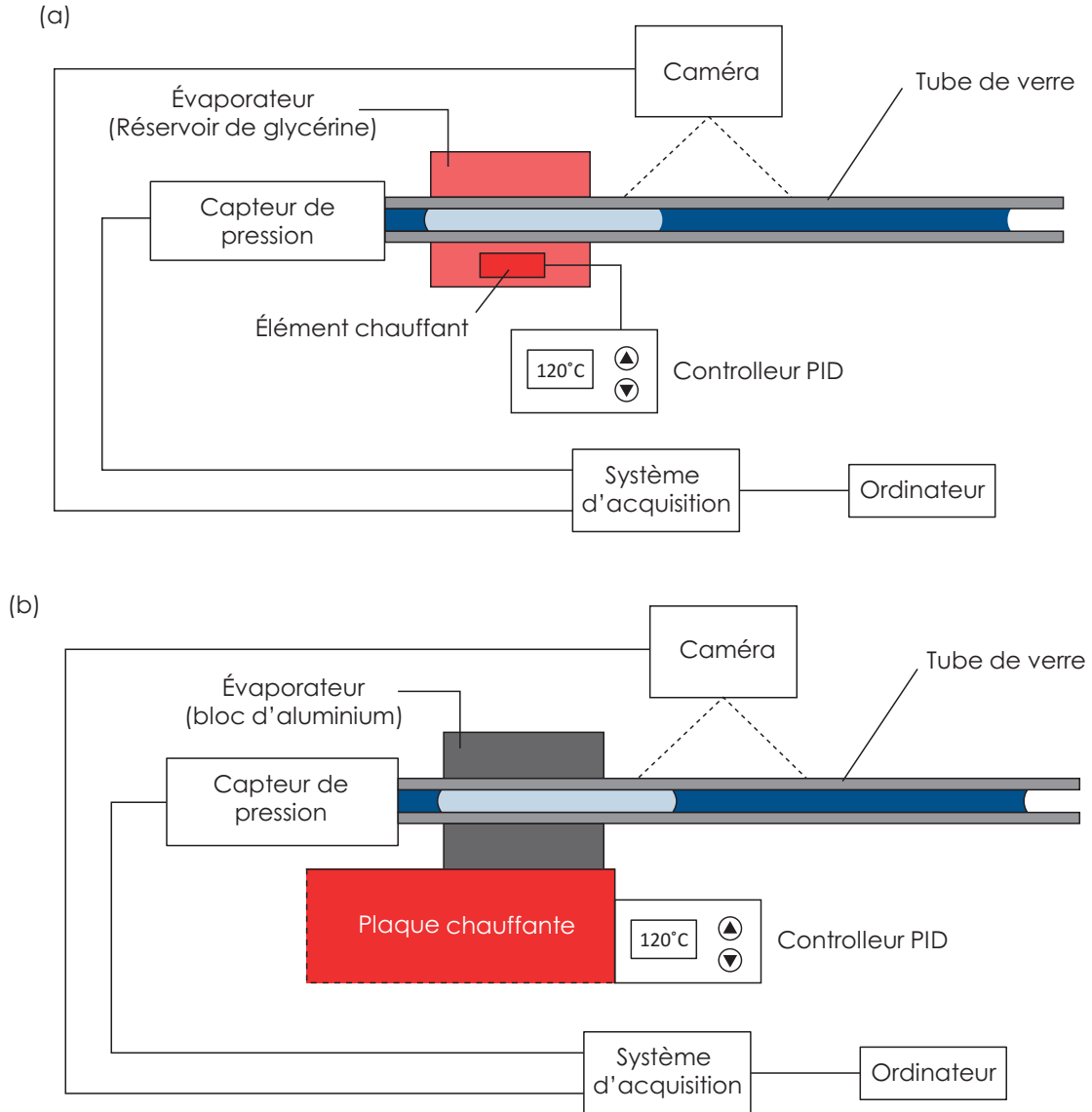


Figure 2.10 – BANCS EXPÉRIMENTAUX UTILISÉS – (a) Banc Sherbrookoïs. (b) Banc annécien.

Dans les deux cas, un capillaire en polyimide est inséré dans le tube de verre. Afin d'augmenter effectivement les performances, ce capillaire doit reposer à la fois dans la zone de vapeur et dans la zone de liquide lors du fonctionnement du générateur.

L'extrémité chaude du tube de verre est bouchée par un capteur de pression (*Omega Engineering* – PX26-005DV) qui mesure la pression au sein de la vapeur. Le signal donné par le capteur de pression est amplifié par un montage amplificateur afin d'obtenir un meilleur rapport signal/bruit. Le montage électronique de l'amplificateur électronique est présenté en annexe 2.B.

Une caméra haute vitesse (*PCO.Imaging* – pco.1200 hs) capture une vidéo du déplacement du ménisque. Les mesures du capteur de pression ainsi que le signal de "trigger" de la caméra sont connectés à une carte d'acquisition (*Keithley* – KPCI-3110A / *dSpace* – DS1103) contrôlée par un programme Matlab. Un autre programme Matlab permet de traiter les images capturées et d'en extraire les positions du ménisque dans le temps. Le signal trigger de la caméra indique quand la caméra capture une image. Grâce à ce signal, les mesures de pression sont synchronisées avec les mesures de position du ménisque.

Méthodes expérimentales

Préparation du tube de verre et du capillaire Les tubes de verre sont fournis par *Pegasus Glass* à Sherbrooke puis par *Domaine du lac ferrand* à Annecy. Il s'agit de tubes de borosilicate d'un diamètre extérieur de 4 mm et d'un diamètre intérieur de 2,4 mm. À leur réception, les tubes mesurent 500 mm de long et peuvent être raccourci à souhait.

Les parois internes et externes des tubes de verre sont préalablement nettoyées en trois étapes :

1. Rinçage à l'acétone,
2. Rinçage à l'alcool (éthanol ou isopropanol),
3. Rinçage extensif ($t > 2$ min) à l'eau.

Le tube est ensuite séché à l'air comprimé.

Le capillaire est fourni par *Polymicro*. Il s'agit d'un tube possédant un revêtement externe en polyimide. Le revêtement interne est en silice. Son diamètre extérieur est de 350 μm et son diamètre intérieur est de 250 μm . La longueur des tubes commandés est de 200 mm.

Le tube capillaire est préalablement frotté (à l'aide d'un tissu Kimwipe) à l'acétone, à l'alcool puis à l'eau avant d'être une nouvelle fois rincé et finalement séché à l'air comprimé.

L'introduction du capillaire dans le tube de verre a pour effet d'augmenter les changements de phase ayant lieu à l'interface liquide/vapeur. Plus d'explications sont données en section 2.5.3. Pour l'anecdote, ce capillaire a été introduit par erreur dans le tube lors de la fracture du capillaire de remplissage du tube de verre. Le capillaire y a été laissé et devant la constatation de l'amélioration des performances, a fini par faire parti intégrante de la conception de notre générateur. D'autres diamètres de capillaire ont été testés, sans succès jusque là.

Préparation de l'eau L'eau prélevée est de l'eau dé-ionisée. 200 mL de cette eau est placée dans un bécher et ensuite portée à ébullition pendant 30 min afin de dégazer l'eau. Sans cette étape de dégazage, des bulles d'air se forment dans le tube après environ une heure d'opération. En plus de modifier la dynamique des oscillations, ces bulles d'air peuvent aussi mener à l'arrêt prématuré de l'opération oscillatoire de notre moteur thermique.

Assemblage du moteur et démarrage Les pièces servant au montage sont toutes présentées dans la figure 1.19. Sur cette figure sont aussi présentées la membrane de transduction électromécanique et la "raquette" liant le tube de verre et la membrane.

Le tube de verre est rempli d'eau, de même que le tube plastique réalisant la liaison entre le capteur de pression et le tube de verre. Ces deux éléments sont assemblés avant d'insérer le capillaire dans le tube de verre. Le tube de verre est ensuite placé au travers de l'évaporateur.

La température de la source chaude est fixée à 90°C. Pendant la montée en température, la source électrique du capteur de pression est allumée et la caméra est positionnée.

Une fois la température de 90°C atteinte, la température de la source chaude est incrémentée de 5°C toutes les 5 min.

Les longueurs de colonne de liquide et de vapeur sont mesurées au double décimètre avec une précision inférieure à 5 mm soit 5% de la longueur mesurée.

Calibration du capteur de pression À des périodes régulières, le capteur de pression est calibré. La calibration du capteur de pression est faite en lui imposant une pression connue à ses bornes. La mesure du signal de sortie permet ensuite de déterminer le facteur de transduction du capteur. Une telle mesure de calibration est montrée en figure 2.11.

En sortie, le programme Matlab nous donne des mesures de pression et de position en fonction du temps, comme montré en figure 2.12.

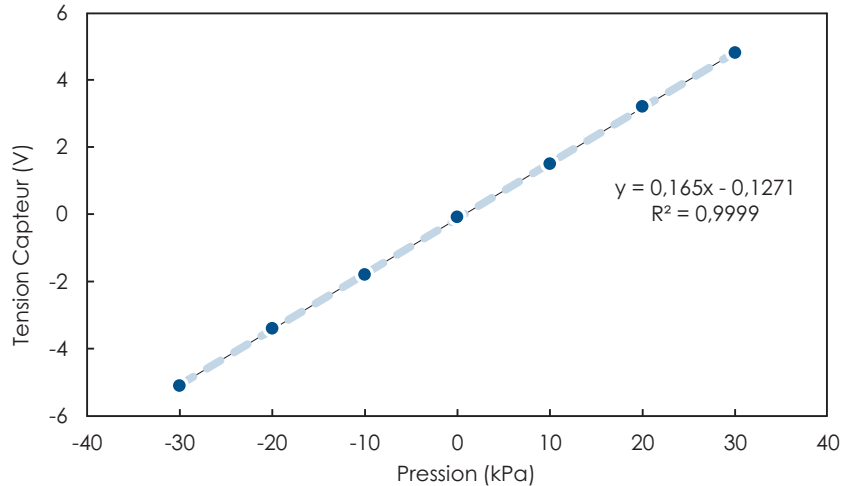


Figure 2.11 – CALIBRATION DU CAPTEUR DE PRESSION

2.4.2 Validation de la loi en fréquence

Afin de valider la loi en fréquence donnée par l'équation 2.16, nous avons mesuré la fréquence issue des mesures de pression pour différentes longueurs de liquide et différentes longueurs de vapeur. Les résultats de ces mesures sont présentés en figure 2.13.

La courbe bleu claire correspond à l'hypothèse isotherme des phases de compression et détente de la vapeur. C'est à dire que la vapeur échange de la chaleur avec son entourage de manière à garder sa température constante tout au long des phases de détente et de compression.

La courbe bleu foncée correspond à l'hypothèse adiabatique de ces mêmes phases de compression et de détente. Puisque l'on suppose qu'aucun flux de chaleur n'a lieu entre la vapeur et son environnement, celle-ci voit sa température augmenter lors des phases de compression et inversement, voit sa température diminuer lors des phases de détente.

On remarque premièrement que la courbe expérimentale suit bien la tendance exprimée par les courbes théoriques. Ceci valide la description de notre oscillateur comme un oscillateur mécanique excité par les changements de phase. De plus, les résultats théoriques adiabatiques sont ceux les plus proches de nos résultats expérimentaux. Il apparaît alors que les transferts de chaleur entre la vapeur et son environnement sont faibles comparés aux autres transferts de chaleur présents (*i.e.* changement de phase et convection de chaleur par oscillations de la colonne d'eau).

2.4.3 Caractérisation thermodynamique PV

Une manière classique de mesurer les performances d'un moteur consiste à tracer un diagramme Pression-Volume lors de son fonctionnement. En effet, ce diagramme nous donne directement le travail mécanique que produit notre machine, identifié par l'aire à l'intérieur du cycle produit. En multipliant par la fréquence d'opération de notre machine, nous obtenons la puissance mécanique produite par notre machine.

Dans la suite, nous avons initialement rempli notre tube de la même manière pour toutes les expériences et le fluide de travail utilisé est de l'eau dé-ionisée dégazée. Différents diagrammes PV sont tracés en fonction de la température de la source chaude. L'oscillateur est laissé en fonctionnement une demi-heure à chaque température indiquée avant que les mesures ne soient réalisées. Pour chaque mesure, les longueurs nominales de liquide et de vapeur sont de 120 mm et 90 mm respectivement.

Comme montré sur la figure 2.14, l'aire des cycles PV s'agrandit avec la température de l'évaporateur. Ainsi, l'énergie mécanique générée par cycle s'accroît avec la température de la source chaude. De plus, on observe que la fréquence reste la même quelle que soit la température de la source chaude.

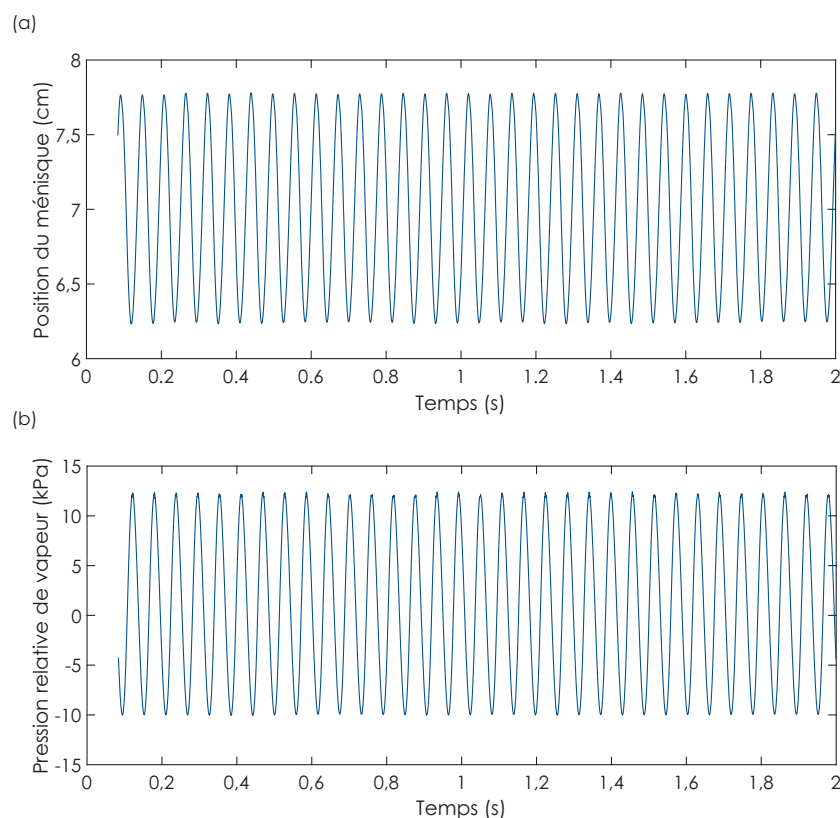


Figure 2.12 – MESURES CARACTÉRISTIQUES ISSUES DU BANC DE TEST

Ainsi, la fréquence d’opération ne dépend ni de la température de la source chaude ni de la différence de température entre la source chaude et la source froide.

2.4.4 Analyse de la performance

Cycle thermodynamique réel - Chevauchement des 4 transformations

Un cycle caractéristique de notre oscillateur thermo-fluidique est montré en figure 2.15. Sur celui-ci, on note tout de suite que la forme du cycle est plus “arrondie” que celle du cycle idéal similaire à la forme du cycle de Stirling présenté en figure 1.15.b.

Idéalement, les changements de phase devraient se produire séparément des phases de détente et de compression. Au lieu de cela, l’évaporation commence au milieu de la phase de compression, lorsque le ménisque entre dans la zone chaude. L’évaporation se poursuit jusqu’à ce que le ménisque sorte de la zone chaude (*i.e.* au milieu de l’étape de détente), voire se poursuit encore à cause du film d’eau laissé en arrière du ménisque. Inversement pour la phase de condensation.

Ainsi, à l’instant où le ménisque rentre dans la zone chaude (d), la pression augmente dû à l’évaporation et l’aire du cycle se réduit. De même, lorsque le ménisque pénètre la zone froide (b), la condensation diminue la pression et réduit l’aire du cycle.

Finalement, les phases de compression et d’expansion ne sont pas adiabatiques. De la chaleur devant idéalement servir au changement de phase est utilisée pour chauffer le gaz dans la zone chaude. De même, le liquide se refroidit lors de son séjour dans la zone froide. Ainsi, plus de chaleur sera demandée pour l’évaporation du liquide lors de son séjour dans la zone chaude.

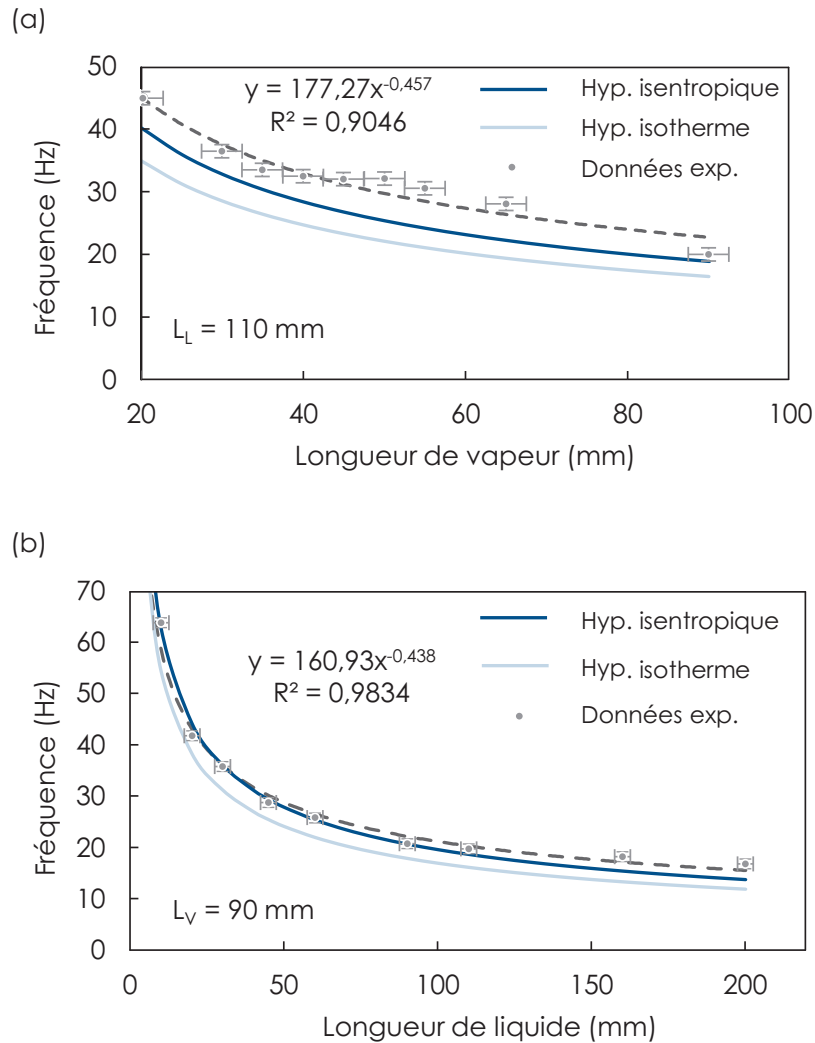


Figure 2.13 – VALIDATION EXPÉRIMENTALE DE LA LOI EN FRÉQUENCE – Les résultats expérimentaux sont montrés en gris. Les résultats théoriques sont montrés en bleu. Les fréquences issues de l'hypothèse isotherme sont en bleu clair tandis que celles issues de l'hypothèse adiabatique sont en bleu foncé.

Performances en puissance

Sur la figure 2.16, la puissance de notre oscillateur est tracée en fonction de la température de la source chaude.

La machine produit un maximum de 9 mW de puissance mécanique, à une fréquence de 18 Hz, pour une température de 140 °C. Puisque notre moteur n'est pas chargé, cette puissance est dissipée notamment par frottement le long des parois du tube de verre. Toutefois, cette valeur nous donne un ordre de grandeur de la puissance mécanique atteignable par notre générateur.

Le régime oscillant démarre à 115 °C et s'arrête à 150 °C. Pour la configuration étudiée, une plage de température de fonctionnement de 35°C est obtenue. En supposant une transduction électromécanique ne modifiant pas le déroulement du cycle avec une efficacité de 10%, nous pourrions générer une puissance électrique utile de l'ordre de la centaine de microWatt, bien suffisant pour l'alimentation d'un nœud de capteurs.

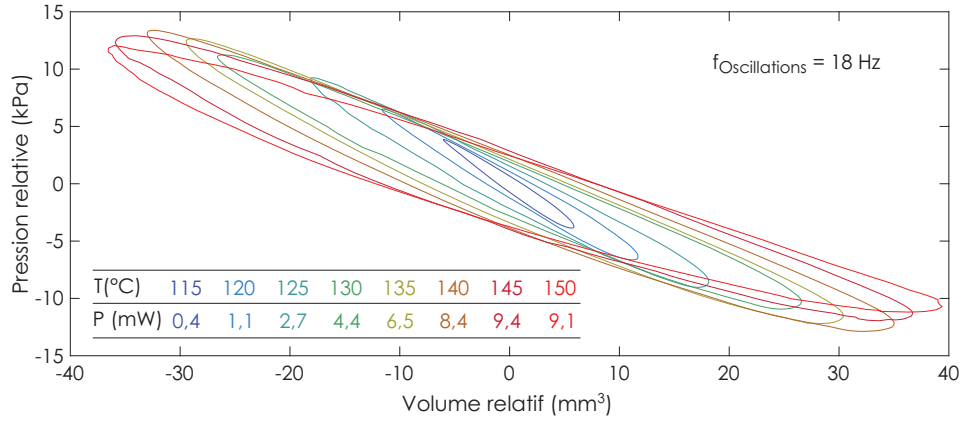


Figure 2.14 – DIAGRAMMES PRESSION-VOLUME POUR DIFFÉRENTES TEMPÉRATURES DE SOURCES CHAUDES

Efficacité de la conversion

Afin de calculer l'efficacité de la conversion thermo-mécanique, nous avons besoin d'estimer la chaleur rentrant dans notre cycle thermodynamique. Trois types de chaleur interviennent dans notre cycle :

- De la chaleur latente \dot{Q}_{lat} qui intervient dans le changement de phase. Afin d'estimer cette chaleur latente, nous avons besoin de connaître la quantité de masse de liquide qui change de phase par cycle.
- De la chaleur sensible \dot{Q}_{sens} qui participe au réchauffement de notre vapeur lors de sa phase de détente.
- De la chaleur sensible \dot{Q}_{conv} qui, évacuée au condenseur de notre dispositif par convection oscillatoire forcée, y réchauffe l'eau liquide présente.

Calcul de la chaleur latente de changement de phase et de la chaleur sensible échangée avec la vapeur La connaissance de la masse et de la température de vapeur pendant l'opération de notre machine thermique nous permettrait d'estimer la chaleur entrant dans le cycle. Toutefois, nos mesures de pression et de volume de vapeur sont insuffisantes pour déterminer l'évolution de ces deux variables.

En complément de nos mesures expérimentales, nous utilisons l'équation 2.48, issue de l'application du premier principe à notre vapeur.

$$\begin{aligned}
 m_V c_{v,V} \dot{T}_V &= R_V T_V \dot{m}_V \\
 &- P_V A \dot{x}_V \\
 &+ \Lambda_V \pi D x_V (T_E - T_V)
 \end{aligned}
 \tag{2.48}$$

Ici, nous avons légèrement modifié le terme de chaleur sensible de l'équation 2.32 en considérant que le film d'eau est absent et que l'ensemble des parois en contact avec la vapeur se trouve à une température égale à la température de la source chaude T_E .

Ainsi, la vapeur récupère plus de chaleur sensible dans ce cas-ci que dans la réalité.

Couplée à l'équation des gaz parfaits, l'équation ci-dessus nous permet d'aboutir à deux équations

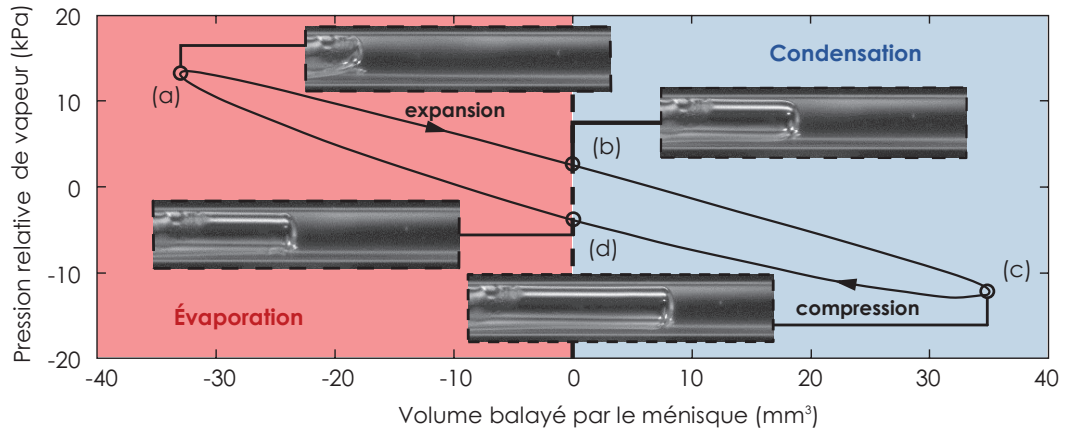


Figure 2.15 – CYCLE THERMODYNAMIQUE RÉEL DU SOFHE – Le cycle peut se décomposer en 4 étapes. Toutefois, ces étapes se chevauchent, menant à une réduction de l'efficacité de conversion thermo-mécanique. $a \rightarrow c$ Expansion de la vapeur; $b \rightarrow d$ Condensation de la vapeur; $c \rightarrow a$ compression de la vapeur; $d \rightarrow b$ évaporation du liquide.

différentielles du premier ordre pour la masse et la température de la vapeur. Alimentées par les mesures expérimentales de pression et de position, ces équations différentielles peuvent être résolues grâce à la méthode d'Euler. Pour cela, nous discrétisons les variables d'étude m_V , T_V , x_V , P_V et le temps t sur les N points de mesure effectués dans nos expériences. Les dérivées dans le temps de ces variables sont exprimées selon :

$$\forall i \in [1, N] \left\{ \begin{array}{l} \dot{m}_{V,i} = \frac{m_{V,i+1} - m_{V,i}}{t_{i+1} - t_i} \\ \dot{T}_{V,i} = \frac{T_{V,i+1} - T_{V,i}}{t_{i+1} - t_i} \\ \dot{x}_{V,i} = \frac{x_{V,i+1} - x_{V,i}}{t_{i+1} - t_i} \end{array} \right.$$

Afin de résoudre ces équations, nous devons isoler les termes “futurs” ($i+1$) selon les termes “courants” (i) dans chacune des équations différentielles. Ce faisant, nous obtenons les deux équations 2.49 et 2.50 du second ordre en $T_{V,i+1}$ et en $m_{V,i+1}$ respectivement.

$$\begin{aligned} & T_{V,i+1}^2 \\ & + \left[\frac{R_V}{c_{V,V}} \left(\frac{V_{V,i+1}}{V_{V,i}} - \frac{\Lambda_V \pi D x_{V,i} (T_E - T_{V,i}) \tau}{P_{V,i} V_{V,i}} \right) - 1 \right] T_{V,i} T_{V,i+1} \\ & + \frac{R_V}{c_{V,V}} \frac{P_{V,i+1} V_{V,i+1}}{P_{V,i} V_{V,i}} T_{V,i}^2 = 0 \end{aligned} \quad (2.49)$$

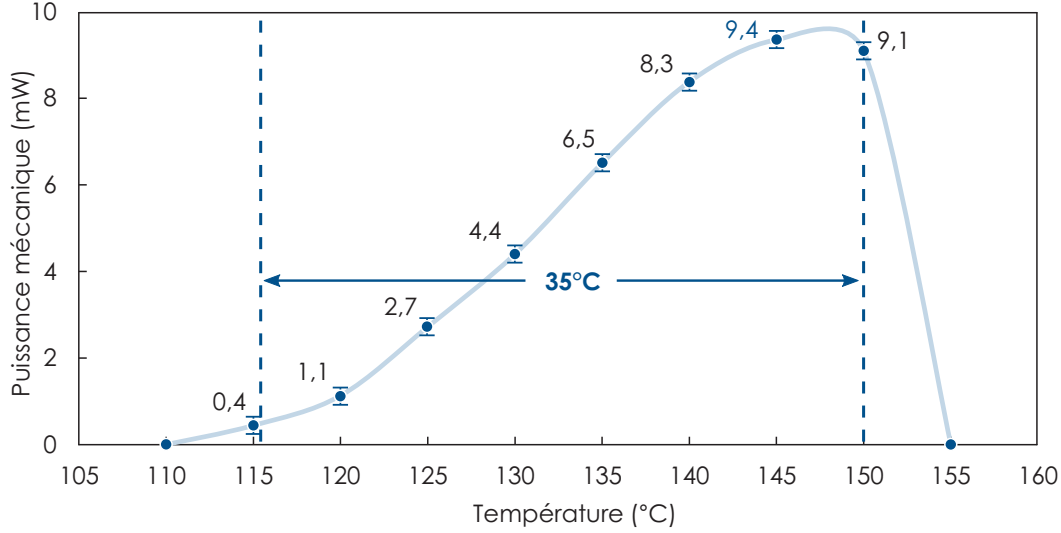


Figure 2.16 – PUISSANCE MÉCANIQUE VS TEMPÉRATURE DE LA SOURCE CHAUDE

$$\begin{aligned}
 & m_{V,i+1}^2 \\
 & + \left(\frac{c_{v,V}}{R_V} - \frac{V_{V,i+1}}{V_{V,i}} + \frac{\Lambda_V \pi D x_{V,i} (T_E - T_{V,i}) \tau}{P_{V,i} V_{V,i}} \right) m_{V,i} m_{V,i+1} \\
 & - \frac{c_{v,V}}{R_V} \frac{P_{V,i+1} V_{V,i+1}}{P_{V,i} V_{V,i}} m_{V,i}^2 = 0
 \end{aligned} \tag{2.50}$$

Une fois les conditions initiales $m_{V,0}$ et $T_{V,0}$ fixées, ces deux équations peuvent être résolues grâce à la connaissance des pressions et positions $P_{V,i}$ et $x_{V,i}$.

Connaissant les profils de masse et de température au cours du temps, nous pouvons déterminer la quantité de chaleur latente et sensible impliquées dans notre cycle thermodynamique.

Le profil d'évolution de la masse dans le temps pour le cas à 130°C est montré en figure 2.17. À chaque cycle, $\Delta m_V = 13.8 \mu\text{g}$ de vapeur est produite, nécessitant $h_{LV} \Delta m_V = 30.4 \text{ mJ}$ de chaleur. En multipliant par la fréquence de l'opération, nous obtenons un flux de chaleur latente rentrant dans le cycle égal à 550 mW .

Le profil de température et de flux de chaleur sensible au cours du temps est tracé en figure 2.18. L'intégrale du flux de chaleur sensible est calculée sur un demi-cycle correspondant à la phase d'expansion de la vapeur. La chaleur sensible rentrant dans le cycle est ainsi calculée. En la multipliant par la fréquence, nous obtenons un flux de chaleur moyen absorbé par notre vapeur. La valeur obtenue est égale à 50 mW .

Calcul de la chaleur transportée au condenseur par convection Le flux de chaleur transportée par convection dû aux oscillations de la colonne d'eau peut être exprimée à l'aide de l'équation 2.51, faisant intervenir le nombre de Nusselt Nu :

$$\dot{Q}_{conv} = Nu \frac{k_L}{R} \pi D \Delta x (T_p - T_L)_{avg} \tag{2.51}$$

où $(T_p - T_L)_{avg}$ désigne la différence moyenne de température entre la phase liquide et la paroi du tube. Une application numérique nous donne :

$$N.A. \quad Nu = 10 ; k_L = 0,68 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1} ; \delta_{th,L} = 65 \mu\text{m}$$

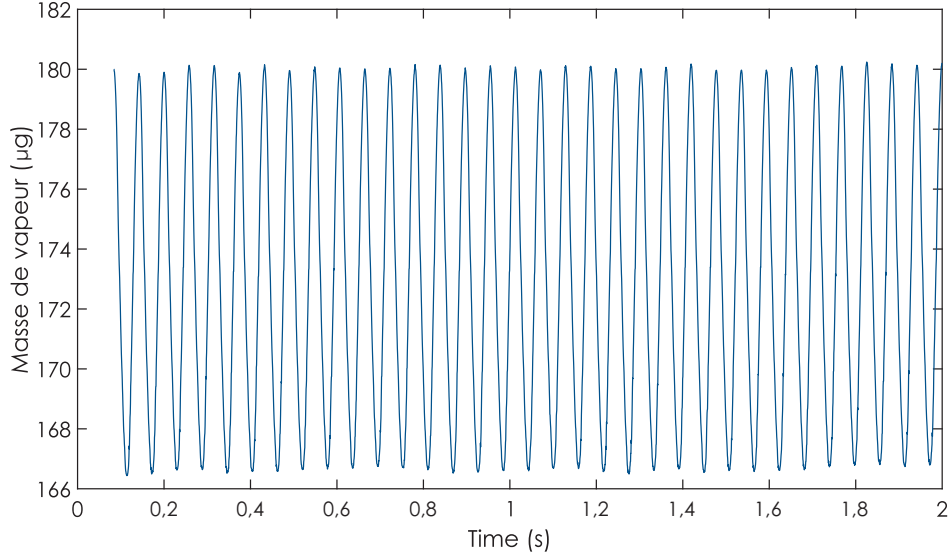


Figure 2.17 – ÉVOLUTION DE LA MASSE DE VAPEUR AU COURS DU TEMPS

$$D = \frac{R}{2} = 2,4 \text{ mm} ; \Delta x = 1 \text{ cm} ; (T_p - T_L)_{avg} = 5 \text{ K}$$

$$\dot{Q}_{conv} = 2 \text{ W}$$

L'efficacité η de notre machine peut à présent être calculée selon l'équation 2.52.

$$\eta = \frac{\dot{W}}{\dot{Q}_{tot}} = \frac{\dot{W}}{\dot{Q}_{sens} + \dot{Q}_{lat} + \dot{Q}_{conv}} \quad (2.52)$$

$$\eta = 0,4 \%$$

La valeur obtenue est égale à 0.4 %. On remarque que le terme qui a le plus d'impact sur cette valeur de l'efficacité est le terme de chaleur transportée par convection. L'idéal serait d'abaisser cette valeur au maximum. Toutefois, cela s'avère difficile car de par sa conception originale, notre moteur se rapproche grandement d'un PHO, dispositif très efficace pour transporter la chaleur.

Afin de mettre en perspective cette valeur d'efficacité, nous allons la comparer à la valeur maximale théorique attendue, donnée par le rendement de Carnot η_C , qui se calcule selon l'équation 2.53.

$$\eta_C = 1 - \frac{T_C}{T_H} \quad (2.53)$$

T_C et T_H représentent les températures des sources froides et chaudes respectivement. La valeur du rendement de Carnot pour une source chaude à 130°C et une source froide à 25°C est égale à 26 %. Ainsi notre efficacité se trouve à $\eta/\eta_C = 1,5 \%$ du rendement de Carnot.

Cette valeur de l'efficacité reste relativement faible comparée à l'efficacité d'autres machines thermiques (Rendement de Carnot d'une machine de Stirling = 40 %). Toutefois, il faut considérer que dans le cas de l'alimentation de capteurs sans-fils à partir de la chaleur perdue, l'efficacité n'est pas le critère le plus important, tant que sa valeur reste acceptable.

Cependant, pour une efficacité trop faible, la chaleur devant être évacuée de notre dispositif devient trop importante, en plus de réduire la densité de puissance produite. Aussi, pour devoir produire une même puissance, un plus gros dispositif sera nécessaire, donc plus cher. Si nous devons commercialiser notre dispositif, ce sera bien ce critère du coût de la puissance produite [$\$.W^{-1}$] qui renterait

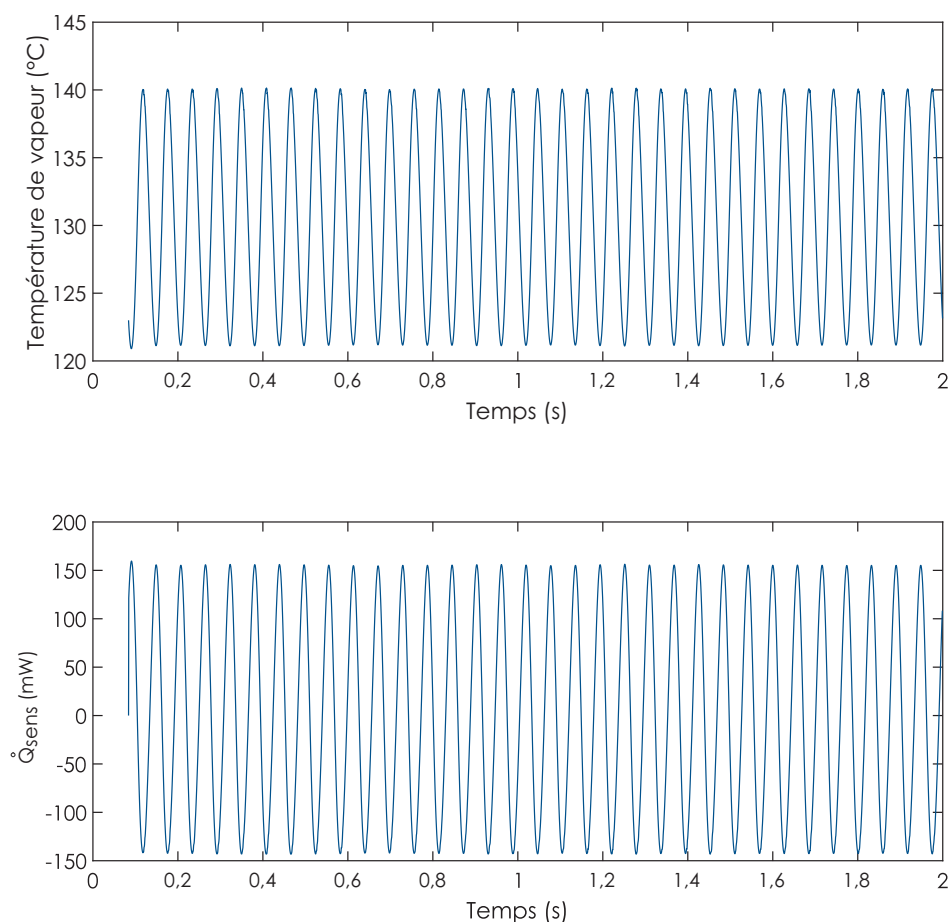


Figure 2.18 – TEMPÉRATURE ET FLUX DE CHALEUR SENSIBLE ÉCHANGÉE AVEC LA VAPEUR

en jeu. Notre concept thermofluidique reste très simple et facile à construire avec des matériaux communs, donc potentiellement peu cher à produire.

Finalement, cette valeur de puissance mécanique produite est suffisante pour alimenter un nœud de capteurs. En effet, en supposant la conversion de 10% de cette puissance mécanique en puissance électrique, $900 \mu W$ permettrait l'alimentation d'une application IoT.

2.5 Fonctionnalités nécessaires du SOFHE

Après avoir étudié à la fois théoriquement et expérimentalement notre concept de machine thermique, nous essayons dans cette section de présenter les guides de conception d'un tel oscillateur thermo-fluidique. Pour cela, nous allons lister les fonctionnalités nécessaires devant être réalisées pour obtenir un comportement oscillatoire.

2.5.1 Point chaud

De nos observations expérimentales et théoriques, nous savons qu'aucune oscillation n'est observée si la température de la source chaude se trouve en dessous de la température de saturation du fluide de travail à la pression extérieure ambiante.

De plus, le réservoir de vapeur doit avoir des surfaces favorisant l'évaporation. Ceci peut être fait par le biais de deux approches complémentaires. La première est de choisir un matériau hydrophile. La seconde est de micro-structurer cette surface afin d'augmenter la mouillabilité du fluide en contact avec cette surface. Sans cela, lors de la formation de la phase vapeur, un volume d'eau pourrait surchauffer et s'évaporer brusquement causant une explosion pouvant expulser du liquide du tube et introduire par la même des bulles d'air dans la colonne d'eau.

Il a aussi été observé que les oscillations démarrent à une température plus faible lorsque le volume de gaz est plus important (*i.e.* la longueur nominale de vapeur est plus importante).

2.5.2 Point froid, évacuation de la chaleur

La température de la source froide doit se trouver en dessous de la température de saturation sans quoi tout le fluide de travail fini par se vaporiser. Le point froid de notre oscillateur doit donc être thermiquement isolé de notre point chaud. Pour cela, la structure intermédiaire entre nos deux points chaud et froid doit être composée d'un matériau avec une faible conductivité thermique. De plus, étant donné l'efficacité estimée de notre appareil, seule une faible portion de la chaleur incidente participe à la production de travail utile. Ainsi la majorité de la chaleur sera transportée vers le point froid. Une fois le point froid atteint, cette chaleur s'échappera vers l'extérieur par convection naturelle principalement. Sans utiliser de radiateur, notre condenseur doit occuper le plus de surface possible. En supposant une surface froide à 80°C , un coefficient de convection naturelle de $5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et une puissance thermique de 1 W à évacuer, une surface de 40 cm^2 serait nécessaire. Une autre manière de visualiser ce critère de maintien du point froid est que 40 cm^2 sont nécessaire par Watt de puissance thermique traversant notre dispositif.

2.5.3 Micro-structuration du canal

La puissance mécanique développée par notre oscillateur se trouve grandement augmentée en présence d'un capillaire dans le canal où ont lieu les oscillations.

L'introduction d'un capillaire au diamètre plus petit dans le tube de verre a induit une augmentation drastique des performances. À la fois les oscillations démarrent à des températures plus basses avec le capillaire mais en plus, les amplitudes des oscillations observées sont aussi plus importantes.

L'effet sur le seuil de démarrage peut s'expliquer de la manière suivante : l'introduction du capillaire vient déformer le ménisque séparant les zones de vapeur et de liquide. Aux abords du capillaire, le rayon de courbure du ménisque diminue localement, comme montré en figure 2.19.

La loi de Pascal nous indique que la pression au sein du liquide dans cette zone se trouve alors diminuée, créant une dépression vers la zone chaude qui a pour effet d'y acheminer un flux de liquide. Ainsi un film de liquide s'étire en direction de la zone chaude, alimentant notre évaporateur avec du liquide prêt à s'évaporer (la pression au sein du film liquide étant plus faible, la température de saturation l'est aussi). Expérimentalement, ce raisonnement est appuyé par l'observation de condensation sur les parois en arrière du ménisque.

L'effet sur l'augmentation des amplitudes est dû à l'envoi d'un volume d'eau vers la zone chaude en suivant le capillaire lorsque le ménisque atteint sa course limite chaude, comme montré en figure 2.20. De plus, l'allongement du film liquide induit une augmentation du périmètre d'interface liquide/vapeur/verre, où le taux de changement de phase est le plus important. Ceci a donc pour effet d'augmenter l'excitation de notre machine thermique. Pour ces raisons, il serait donc favorable d'induire des micro-structurations sur les parois internes du tube de verre. De préférence, ces micro-structurations devraient être dirigées dans le sens de l'écoulement afin de privilégier le développement et l'élongation d'un film d'eau le plus loin possible dans l'évaporateur.

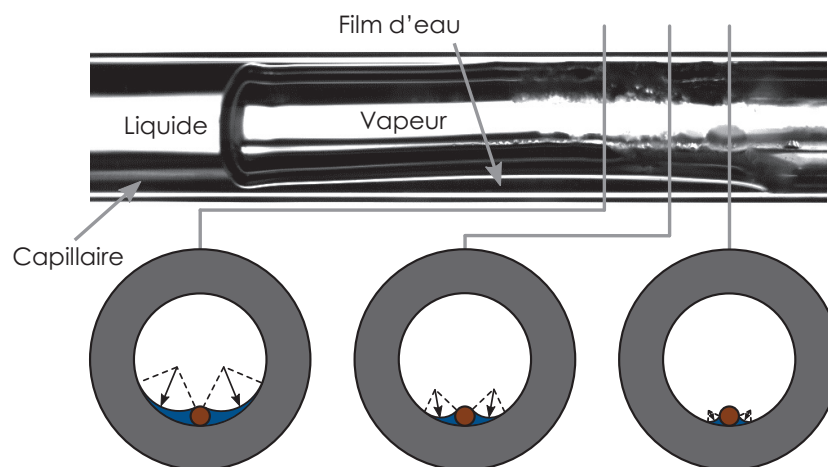


Figure 2.19 – EFFET DU CAPILLAIRE SUR LA COURBURE DU MÉNISQUE – L'introduction du capillaire crée un rayon de courbure localement plus petit. À cet endroit, la pression au sein du liquide est plus faible, ce qui induit l'étirement d'un film d'eau vers la zone chaude.

2.5.4 Fréquence d'opération

Lors de nos essais expérimentaux, nous avons observé que notre dispositif cesse de fonctionner lorsque la fréquence d'opération devient trop haute. Comme nous l'avons vu précédemment, un certain volume d'eau est envoyé vers la zone chaude à chaque cycle. Si ce volume d'eau met plus qu'un cycle pour être évaporé, au cycle suivant, un autre volume d'eau viendra s'ajouter au volume d'eau déjà existant. À terme, le canal sera bouché par la formation d'une deuxième colonne d'eau du fait de l'accumulation des volumes d'eau envoyés vers la zone chaude. Une petite bulle sépare les deux colonnes d'eau. La formation de cette bulle entraîne l'arrêt des oscillations. Finalement, la petite colonne d'eau finit par s'évaporer et la petite bulle peut alors rejoindre le volume de gaz principal. À ce moment, les oscillations reprennent.

Pour éviter cette intermittence des oscillations, nous devons assurer un certain équilibre entre les constantes de temps thermiques et mécaniques. La constante de temps mécanique est définie par la fréquence d'opération tandis que la constante de temps thermique est déterminée par le temps pris par le film d'eau pour s'évaporer. Ce point sera développé plus en avant dans le chapitre 4.

2.6 Conclusion

Un oscillateur mécanique, excité par la thermique En conclusion de ce chapitre, une approche théorique simplifiée a été appliquée menant à la démonstration que notre oscillateur thermo-fluidique agit comme un résonateur mécanique excité par les changements de phase. Ce résonateur mécanique est composé d'un ressort dont le rôle est joué par la zone vapeur tandis que la colonne liquide agit comme une masse.

Développement d'un modèle traduisant le comportement auto-oscillant Un modèle plus complexe a été développé menant à des résultats qualitatifs satisfaisants. Toutefois, ce modèle fait encore intervenir trop de variables arbitraires tels que l'épaisseur du film d'eau.

Une manière d'améliorer ce modèle serait de corriger le profil de température, trop abrupt dans la version actuelle. Idéalement, le profil d'épaisseur du film d'eau devrait être calculé par l'application

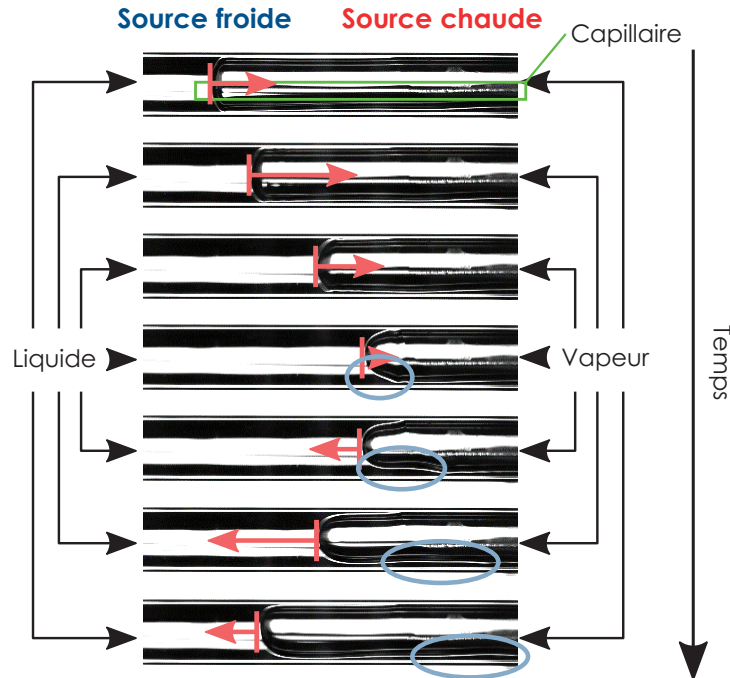


Figure 2.20 – ENVOI D’UN VOLUME D’EAU LIQUIDE VERS LA ZONE CHAUDE – Lorsque le ménisque s’arrête à la fin de sa course chaude, un petit volume de liquide (entouré en bleu) suit le capillaire et continue son chemin vers la zone chaude, où il s’évapore.

des lois de la mécanique des fluides. Finalement, la capacité thermique des parois devrait être prise en compte afin d’estimer l’effet de l’épaisseur des parois sur le fonctionnement de l’oscillateur.

Caractérisation expérimentale du cycle thermodynamique SOFHE Deux bancs de test ont été élaborés afin d’étudier expérimentalement la performance de notre machine.

Une amélioration significative des performances est observée lorsqu’un capillaire est introduit dans le canal principal. L’auto-démarrage des oscillations se trouve facilité (*i.e.* la température de démarrage est plus faible). De même, le régime oscillatoire est aussi rendu plus aisé en augmentant la longueur de la zone de vapeur. Bien que le mécanisme physique précis de l’apparition du régime oscillatoire ne soit pas encore bien compris [45–49], notre modèle est capable de montrer l’émergence des oscillations en concordance avec les observations expérimentales.

Notre oscillateur est capable de générer un maximum de 9 mW de puissance mécanique. Occupant une section de $12,6 \text{ mm}^2$ et une longueur de 200 mm, notre moteur thermique affiche une densité de puissance volumique de $0,75 \text{ mW.mm}^{-3}$, soit encore une densité surfacique de $1,125 \text{ mW.cm}^{-2}$. Il fonctionne, chauffé simplement par une plaque chauffante et refroidi par convection naturelle, sur une plage de température commençant à 115°C et finissant à 150°C . Cette plage de fonctionnement peut être modifiée d’une première façon en changeant le fluide de travail. En remplaçant notre eau par un alcool (*e.g.* ethanol), notre oscillateur oscillera à des températures plus faibles du fait de la plus faible valeur de la température de saturation de l’alcool. Inversement si une huile est choisie (*e.g.* glycérine). Une deuxième manière de changer notre plage de fonctionnement est de modifier la pression extérieure s’exerçant sur notre colonne de liquide. Pour une pression extérieure plus faible (respectivement plus forte), la température de saturation du fluide de travail diminue (respectivement augmente) et ainsi sa plage d’opération prend des valeurs plus petites (respectivement plus hautes).

Estimation de l’efficacité de conversion thermo-mécanique L’efficacité de conversion a été estimée par une méthode combinant mesures expérimentales et application des lois physiques sur notre

oscillateur. Sa valeur est estimée à 0,4% soit 1,5% de Carnot. Bien que cette valeur soit faible comparée à d'autres machines thermiques existantes, elle reste toutefois suffisante pour alimenter un nœud de capteur, en supposant une efficacité de conversion électromécanique de 10%.

Paramètres critiques de conception d'un SOFHE À partir des nouvelles connaissances apportées par nos études théoriques et expérimentales, nous avons donné quelques recommandations vis-à-vis de la conception d'un tel oscillateur thermo-fluidique. L'évaporateur doit favoriser la formation de vapeur grâce à ses surfaces hydrophiles et leurs hautes mouillabilités. De plus, la géométrie de la zone de vapeur doit être conçue pour réduire la raideur du ressort équivalent afin de favoriser l'apparition des oscillations.

La zone froide, en plus d'être isolée thermiquement le plus possible de l'évaporateur et de la source chaude, doit occuper le plus de surface possible afin de maximiser la convection naturelle, seul mécanisme de refroidissement utilisé ici.

Une micro-structuration des parois internes de l'oscillateur doit être effectuée afin d'optimiser la formation d'un film d'eau et son acheminement vers l'évaporateur.

Le fréquence d'opération de l'oscillateur doit pas dépasser un certain seuil sans quoi le régime oscillatoire ne pourra pas perdurer dans le temps. La fréquence doit être mise à l'échelle avec le temps nécessaire à l'évaporation du film d'eau.

2.A Estimation du nombre de Nusselt

Nature de l'écoulement Afin de calculer l'influence des échanges convectifs nés des oscillations de notre colonne d'eau, nous devons tout d'abord estimer la nature de l'écoulement, laminaire ou turbulent.

Pour cela, nous partons du nombre de Reynolds classiquement défini dans le cas d'un écoulement unidirectionnel en régime permanent par l'équation 2.54.

$$Re_D = \frac{U_\infty D}{\nu} \quad (2.54)$$

où D [m] est une longueur caractéristique du cas étudié, U_∞ la composante de la vitesse parallèle à la paroi de l'écoulement considéré, loin de cette dernière de telle sorte à ce qu'elle n'en ressente pas l'influence, et ν [$m^2.s^{-1}$] la viscosité cinématique du fluide.

Toutefois, dans le cas d'un écoulement oscillant, Ma *et al.* montrent que l'apparition du régime turbulent dépend de deux quantités, à savoir le nombre de Reynolds cinématique $Re_\omega = \omega D^2 / \nu$ et $A_0 = \Delta x_{max} / D$ l'amplitude adimensionnée de l'écoulement oscillatoire. À eux deux, ces quantités définissent le paramètre critique de transition β_{crit} défini en équation 2.55.

$$\beta_{crit} = A_0 \sqrt{Re_\omega} = \Delta x_{max} \sqrt{\omega / \nu} \quad (2.55)$$

On montre facilement que ce dernier paramètre β_{crit} peut s'exprimer à partir de l'épaisseur caractéristique de couche limite dynamique $\delta = \sqrt{2\nu / \omega}$ selon l'équation 2.56.

$$\beta_{crit} = \sqrt{2} Re_\delta \quad ; \quad Re_\delta = \frac{\omega \delta^2}{\nu} \quad (2.56)$$

Des données expérimentales recueillies au fur et à mesure des années montrent que le régime turbulent apparaît pour une valeur de β_{crit} de l'ordre de 400 [50].

Le calcul de cette quantité dans notre cas nous positionne en régime laminaire ($\beta_{crit} = 120$).

Estimation du nombre de Nusselt Hong Bin Ma [51] fait une revue des différents types d'écoulements oscillatoires et leur traitements numériques correspondant (Chapitre 3). Dans la majeure partie des cas, ce traitement nécessite un modèle numérique complexe. Toutefois, dans le cas d'un écoulement laminaire permanent - non-oscillatoire donc - au travers d'un capillaire de rayon r_0 , on montre que le nombre de Nusselt est égal à 8.

En considérant la nature oscillatoire de l'écoulement et le profil spatio-temporel complexe de la vitesse du fluide au sein du capillaire, nos échanges convectifs se caractérisent par un nombre de Nusselt supérieur à 8. Aussi nous choisirons dans la suite de considérer un nombre de Nusselt égal à 10.

2.B Montage amplificateur

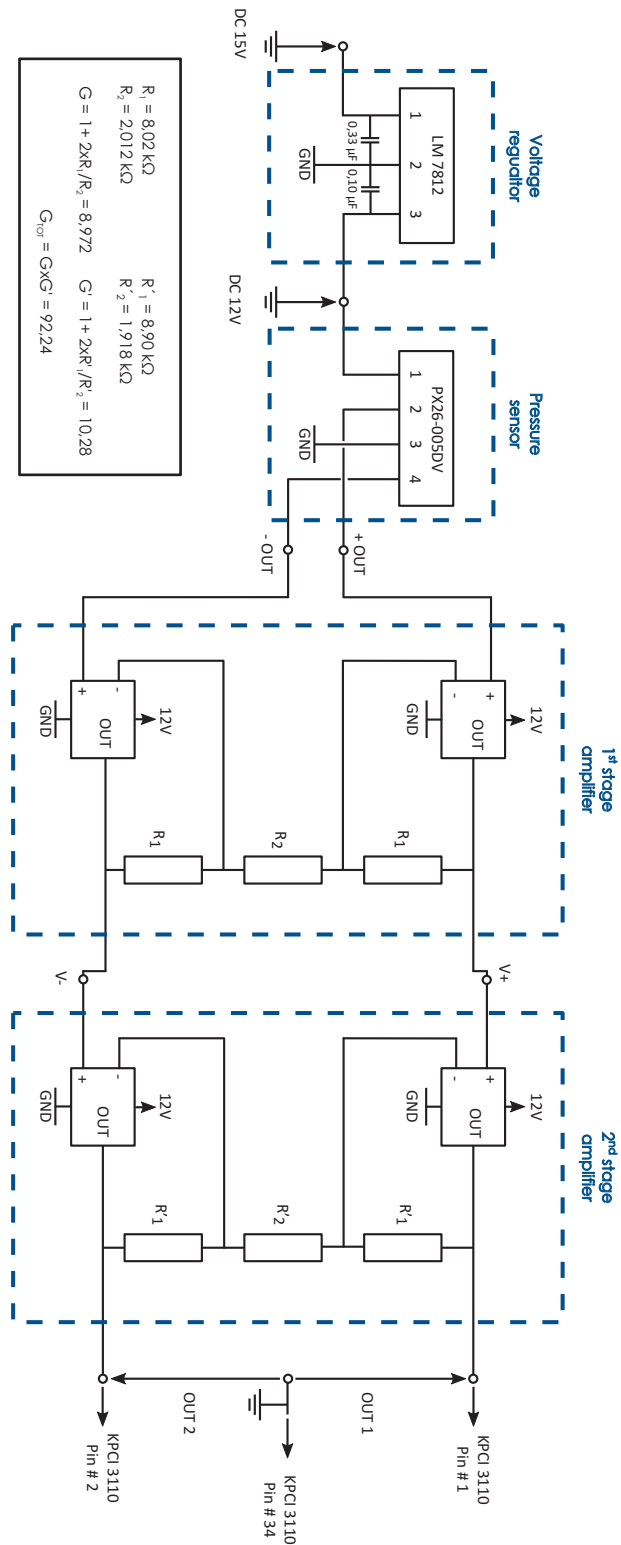


Figure 2.21 – MONTAGE AMPLIFICATEUR

2.C Matlab : Modèle non linéaire

```

1  %% Non linear equation system solver
2  %% Clear start
3  clear all; close all; clc;
4  %% Data
5  L_E = 100e-3 ;                               %[m]
6  L_ini = 100e-3 ;                             %[m]
7  R = 1.2e-3 ;                                 %[m]
8  L_m = 1e-2*R ;                               %[m]
9  d_lf = 500e-6 ;                             %[m]
10 t_bl = 1/18;                                %[s]
11 d_bl = sqrt(24.8e-3*1.679*t_bl/(2.029e3)) ; %[m]
12 k_V = 24.8e-3 ;                             %[W.m-1.K-1]
13 R_V = 8.314e3/18 ;                           %[J.kg-1.K-1]
14 c_vV = 1.6859e3 ;                             %[J.kg-1.K-1]
15 h_LV = 2257e3 ;                               %[J.kg-1]
16 rho_L = 1/(1.044e-3) ;                       %[kg.m-3]
17 m_tot = rho_L*pi*R^2*L_ini ;                 %[kg]
18 k_L = 680e-3 ;                               %[W.m-1.K-1]
19 mu_L = 279e-6 ;                              %[N.s.m-2]
20 P_0 = 101325 ;                               %[Pa]
21 T_E = 273.15 + 120 ;                         %[K]
22 T_C = 273.15 + 90 ;                         %[K]
23 %% Solver Constants
24 K = zeros(17,1);
25 K(1) = pi*R^2 ;
26 K(2) = P_0 ;
27 K(3) = m_tot ;
28 K(4) = 8*pi*mu_L*L_ini ;
29 K(5) = R_V/c_vV ;
30 K(6) = pi*R^2/c_vV ;
31 K(7) = k_V*2*pi*R/(c_vV*d_bl) ;
32 K(8) = T_E ;
33 K(9) = k_L/d_lf ;
34 K(10) = 0.3*k_L/d_lf ;
35 K(11) = 2*pi*R/h_LV ;
36 K(12) = T_C ;
37 K(13) = 1/(rho_L*2*pi*R*d_lf) ;
38 K(14) = R_V/(pi*R^2) ;
39 K(15) = L_E ;
40 K(16) = L_m ;
41 K(17) = R_V/h_LV ;
42 %% Invoke the solver function
43 tspan = [0,15];
44 options = odeset('RelTol',1E-6,'Refine',12,'NonNegative',[1,3,4,5]);
45 init = [L_E, 0, T_E, P_0*pi*R^2*L_E/(R_V*T_E), 0e-3];
46 [T,Y] = NumSolverNikolayev(K,tspan,init,options);

```

2.D Matlab : Solveur non linéaire

```

1  %% Non linear solver function
2  function [T,Y] = NumSolverNikolayev(K,tspan,init,options)
3  %%Sub function T_sat
4  P_0 = 101325 ;
5  T_0 = 100 + 273.15 ;
6  function [T_saturation] = T_sat(P_V)
7  T_saturation = 1/(1/T_0-K(17)*log(P_V/P_0)) ;
8  end
9  %% Use of the ode45 Solver
10 [T,Y] = ode45(@RES,tspan,init,options);
11 function [Dy] = RES(t,y)
12 Dy = zeros(5,1) ;
13 %y(1) = xm y(2) = vm y(3) = Tv y(4) = mv y(5) = Lf
14 [L_1 L_2 L_3 L_4 x_S] = [0 0 0 0 0] ;
15 %% Calculation of L_1
16 if y(1) <= K(15)
17 L_1 = y(5) ;
18 elseif K(15) < y(1) < K(15) + y(5)
19 L_1 = y(5) - (y(1) - K(15)) ;
20 elseif y(5) + K(15) <= y(1)
21 L_1 = 0 ;
22 end
23 %% Calculation of L_2
24 if y(1) < K(15)
25 L_2 = 0 ;
26 elseif y(1) >= K(15)
27 L_2 = y(1) - K(15) ;
28 end
29 %% Calculation of L_3
30 if y(1) < K(15)
31 L_3 = K(16) ;
32 elseif y(1) >= K(15)
33 L_3 = 0 ;
34 end
35 %% Calculation of L_4
36 if y(1) < K(15)
37 L_4 = 0 ;
38 elseif y(1) >= K(15)
39 L_4 = K(16) ;
40 end
41 %% Calculation of x_dh
42 if y(5) >= y(1)
43 x_dh = 0 ;
44 elseif y(1) - y(5) < K(15)
45 x_dh = y(1) - y(5) ;
46 elseif y(1) - y(5) >= K(15)
47 x_dh = K(15) ;
48 end
49 %% Calculation of x_dc

```

```

50  if y(1) - y(5) <= K(15)
51  x_dc = 0 ;
52  else
53  x_dc = y(1) - y(5) - K(15) ;
54  end
55  %% Calculation of xm
56  Dy(1) = y(2) ;
57  %% Calculation of vm
58  Dy(2) = K(1)*(K(14)*y(4)*y(3)/y(1)-K(2))/(K(3)-y(4)) + (Dy(4)-K(4))/(K(3)-y
    (4))*y(2);
59  %% Calculation of Tv
60  Dy(3) = K(5)*(y(3)/y(4))*Dy(4) - K(6)*K(14)*y(3)*y(2)/y(1) + K(7)*x_dc*(K(8)
    -y(3))/y(4) + K(7)*x_dc*(K(12)-y(3))/y(4) ;
61  %% Calculation of mv
62  Dy(4) = K(11)*((K(9)*L_1 + K(10)*L_3)*(K(8) - T_sat(K(14)*y(4)*y(3)/y(1))) +
    (K(9)*L_2 + K(10)*L_4)*(K(12) - T_sat(K(14)*y(4)*y(3)/y(1)))) ;
63  %% Calculation of L_LF
64  if Dy(4) <= 0
65  Dy(5) = y(2) ;
66  elseif Dy(4) > 0
67  Dy(5) = y(2) - K(13)*Dy(4) ;
68  end
69  end
70  end

```


3

Conversion électromécanique : Membrane piézoélectrique

“Nature laughs at the difficulties of integration”

“La nature se moque bien des difficultés de l'intégration”

Pierre Simon Laplace, 1749 - 1827

3.1 Objectifs

Après avoir étudié le comportement de notre oscillateur thermo-fluidique, nous avons à disposition un moteur thermique capable de produire une puissance mécanique à partir d'une source de chaleur continue.

L'objectif à présent est de convertir cette énergie mécanique en énergie électrique utile par l'intégration d'un transducteur électromécanique à notre oscillateur thermo-fluidique.

La miniaturisation du transducteur macroscopique développé dans ce chapitre sera discutée dans le chapitre suivant. Aussi, dans l'optique de miniaturiser notre générateur thermo-électrique, nous privilégierons une solution qui puisse être adaptée à une méthode de micro-fabrication en salle blanche. Dans un premier temps, nous définirons les besoins de notre transducteur macro. Ces besoins seront établis à partir de l'analyse de l'influence que le transducteur aura sur notre machine thermique.

Nous pourrons ensuite présenter les avantages et inconvénients des différentes méthodes de transductions électromécaniques à notre disposition.

Une fois notre technologie de transduction électromécanique choisie, nous présenterons la conception, la fabrication et la caractérisation de notre concept de conversion. Enfin, les performances du générateur thermo-électrique né de l'intégration du transducteur à la machine thermique seront évaluées.

3.2 Analyse de l'intégration du transducteur

3.2.1 Oscillateur équivalent

Nous avons établi dans le chapitre précédent que notre machine thermique pouvait être modélisée au premier ordre par un oscillateur harmonique amorti où la colonne de liquide joue le rôle de la masse m_L , la phase vapeur agit comme un ressort de raideur k_V et les frottements fluides aux parois sont représentées par un amortisseur D_F (c.f. figure 2.4).

Notre transducteur électromécanique peut être lui aussi modélisé en première approximation par un système masse-ressort-amortisseur (m_H , k_H , D_H) et ce quel que soit le type de transduction choisi. Un autre élément fait son apparition, un bloc prenant en compte la force de couplage électromécanique κ .

On montre dans la suite que le générateur thermo-électrique né de l'assemblage de l'oscillateur thermo-fluidique et du transducteur électromécanique agit lui aussi à la manière d'un oscillateur comme montré en figure 3.1.

Les termes de masse, raideur et amortissement de l'oscillateur équivalent résultant s'expriment en fonction des termes des deux sous systèmes (masse-ressort-amortisseur) selon les équations 3.1, 3.2, 3.3.

$$m_{eq} = m_L + m_H \quad (3.1)$$

$$k_{eq} = k_V + k_H \quad (3.2)$$

$$D_{eq} = D_F + D_H \quad (3.3)$$

Du fait de l'intégration du transducteur, la nouvelle fréquence d'opération de notre oscillateur thermo-fluidique sera celle du générateur thermo-électrique f_g et est déterminée par l'équation 3.4.

$$f_g = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_{eq}}{m_{eq}}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_V + k_H}{m_L + m_H}} \quad (3.4)$$

En plus de modifier la fréquence d'opération de notre machine thermique, l'ajout d'un transducteur aura aussi pour effet de modifier l'amplitude des variations de pression et des déplacements du mé-

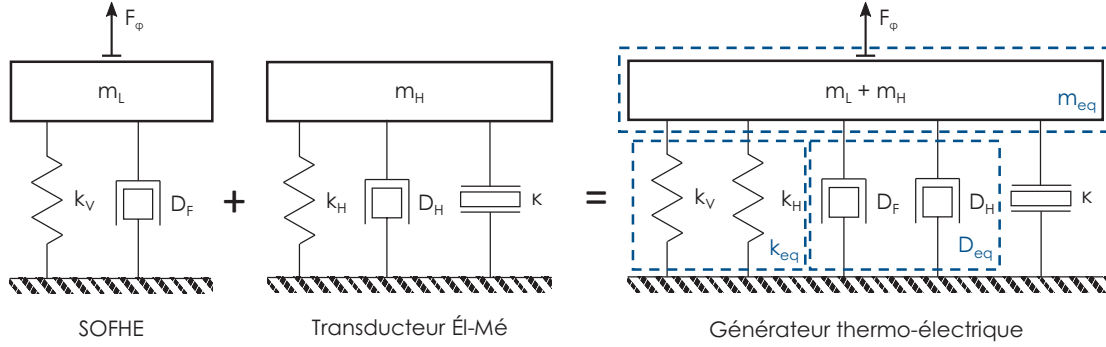


Figure 3.1 – OSCILLATEUR ÉQUIVALENT À L'ASSOCIATION SOfHE/TRANSDUCTEUR – L'association des deux oscillateurs représentant le SOfHE et le transducteur électromécanique peut être elle-même représentée par un oscillateur équivalent.

nisque. Ne pouvant pas prédire théoriquement ces nouvelles amplitudes en fonction des valeurs des paramètres du transducteur, nous allons tenter de déterminer ces valeurs expérimentalement.

3.2.2 Évolution du comportement du moteur thermique en fonction de la raideur, l'amortissement et la masse

Nous souhaitons étudier l'évolution du comportement de notre machine thermique en modifiant seulement un de ses paramètres (*i.e.* masse, raideur ou amortissement) à la fois.

Influence de la raideur L'étude de l'influence de la raideur sur le comportement de notre oscillateur thermo-fluidique est réalisée. Ce test consiste à placer une bulle d'air dont la géométrie est contrôlée en arrière de notre oscillateur thermo-fluidique. Cela revient à charger notre oscillateur avec un ressort dont la raideur k_{air} s'exprime selon l'équation 3.5.

$$k_{air} = \frac{P_{air,0} A_{air}}{L_{air}} \quad (3.5)$$

où A_{air} représente la section de la bulle d'air, L_{air} représente la longueur de la bulle d'air et $P_{air,0}$ représente la pression moyenne de la bulle d'air.

Comme décrit en figure 3.2.a, nous avons utilisé des tubes plastiques de diamètres intérieurs égaux à 3,175 mm ($\frac{1}{8}$ ") et de longueurs variables. L'utilisation de ces tubes plastiques nous permet de modifier facilement la longueur de la bulle d'air ajoutée et donc sa raideur. La fréquence et l'amplitude des oscillations sont relevées en fonction de la raideur du ressort gazeux appliqué. Les résultats de ces mesures sont montrés en figure 3.2.b.

Comme prédit par l'équation 3.4, la fréquence des oscillations augmente avec la raideur. Les amplitudes des oscillations de pression et de position du ménisque diminuent avec la raideur jusqu'à s'annuler pour une raideur de ressort gazeux k_{air} dépassant une valeur seuil estimée à 10 N.m^{-1} .

Cette valeur seuil nous servira comme paramètre de conception pour notre transducteur électromécanique.

$$k_{seuil} = 10 \text{ N.m}^{-1}$$

Cette diminution simultanée de la pression et de l'amplitude des oscillations en fonction de l'accroissement de la raideur doit nous mettre en garde contre une diminution de la puissance générée vis-à-vis de l'augmentation de la raideur.

Toutefois, le déphasage entre les variations de pression et de position est aussi modifié avec la modification de la raideur. Comme nous allons le voir dans le cas de l'étude de l'amortissement sur le cycle

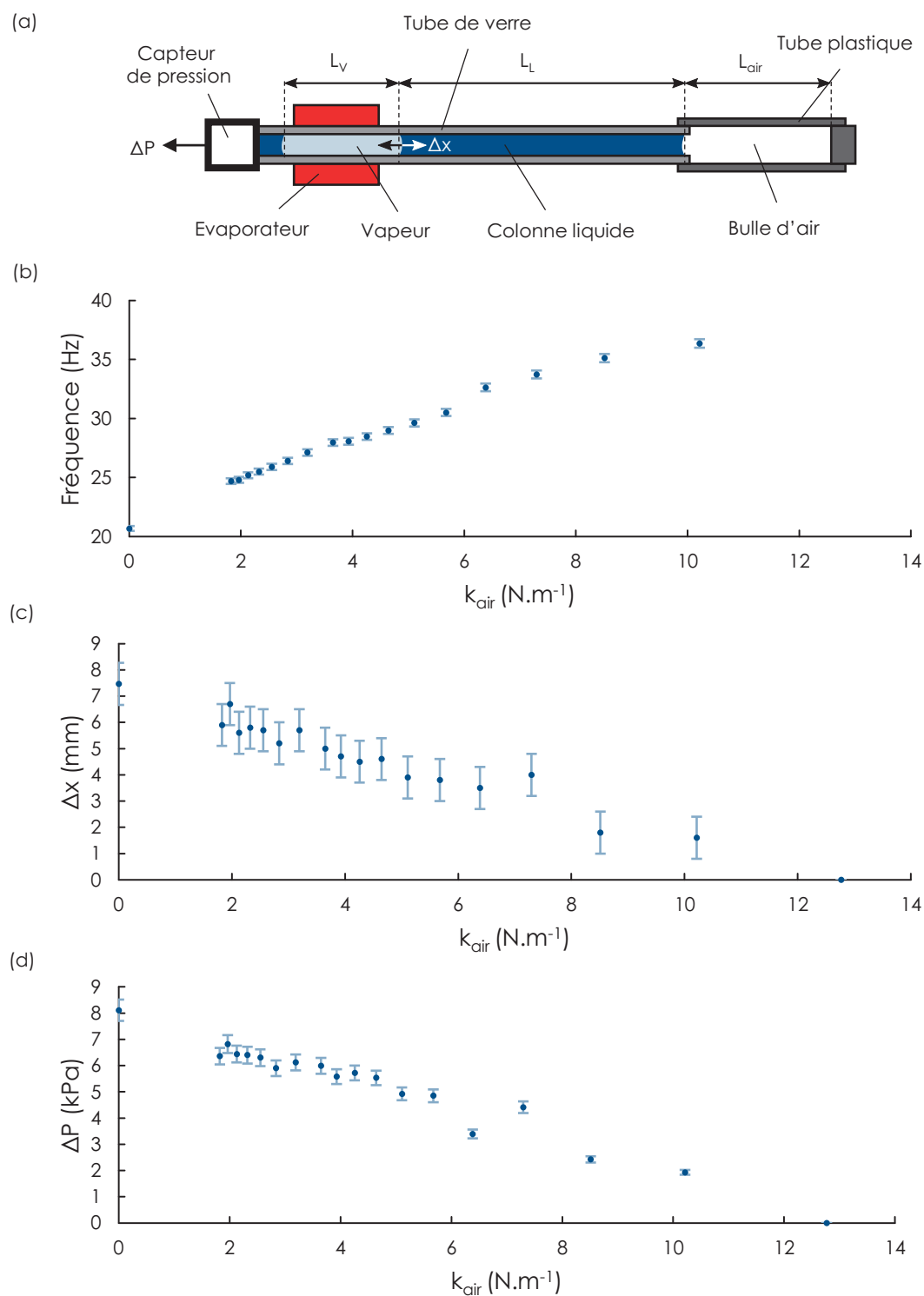


Figure 3.2 – DÉTERMINATION DE LA RAIDEUR CRITIQUE – (a) Banc de test du chargement en raideur. Mesures de la fréquence (b), de l'amplitude de déplacement (c) et des oscillations de pression (d) en fonction de la raideur de la bulle d'air.

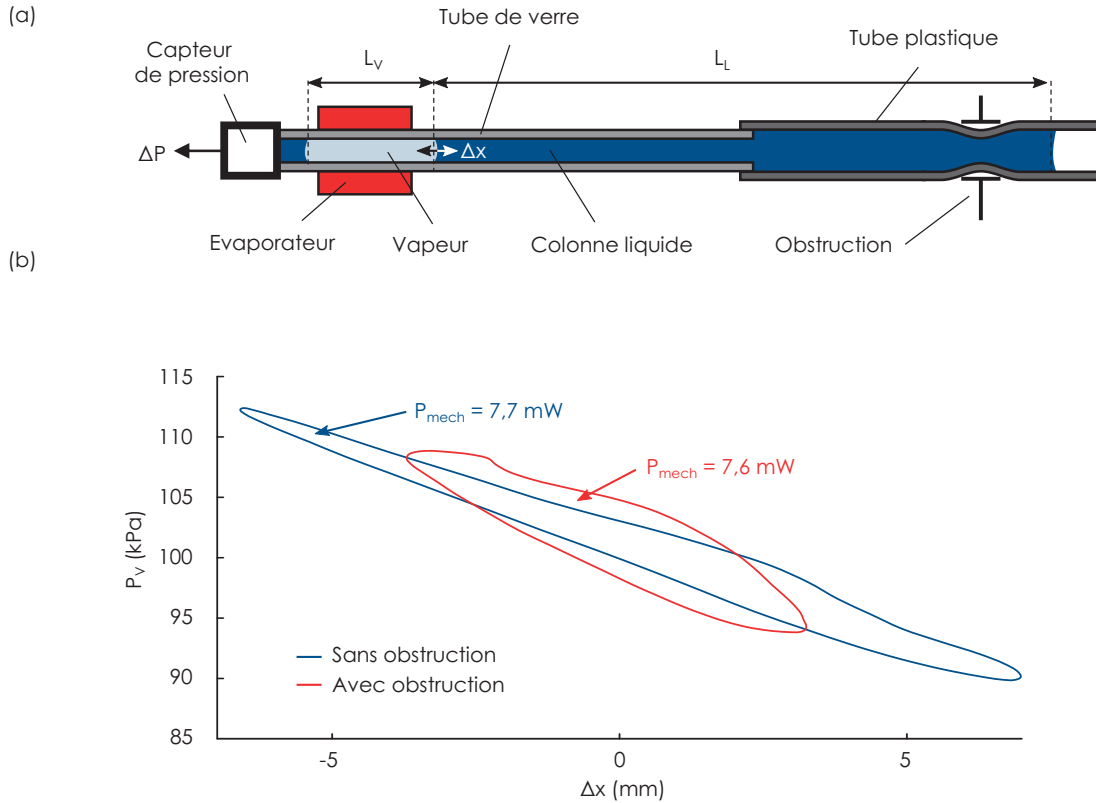


Figure 3.3 – ÉTUDE DE L'INFLUENCE DE L'OBSTRUCTION DU CANAL – (a) Banc de test de l'étude de l'obstruction du canal. (b) Mesures des cycles Pression-Volume dans les cas obstrué, et non-obstrué.

thermodynamique, cette modification du déphasage permet de compenser cette diminution observée de l'amplitude des variations de pression et de position.

Influence de l'amortissement L'étude de l'amortissement a été réalisée en ajoutant une obstruction dans l'écoulement oscillatoire de notre moteur thermique, comme illustré en figure 3.3.a. Les puissances mécaniques sont reportées sur les cycles Pression-Volume correspondant à chacun des cas, obstrué et non-obstrué, en figure 3.3.b.

Bien que les amplitudes de variations de pression et de position soient plus faibles dans le cas obstrué, on observe un "élargissement" du cycle thermodynamique qui permet de conserver la puissance mécanique générée par rapport au cas non-obstrué.

Cet "élargissement" du cycle est issu de l'adaptation du déphasage entre la pression de vapeur et la position du ménisque, vis-à-vis de l'augmentation de l'amortissement fluide de l'écoulement. Cette influence de l'amortissement sur la dynamique du changement de phase pendant le cycle constitue un nouveau degré de liberté duquel l'optimisation du SOFHE dépend.

Cependant, en considérant la complexité de cette influence, les travaux relatifs à son implémentation fonctionnelle sur un dispositif optimisé ne seront pas opérés dans ce présent projet.

Influence de la masse Concernant l'étude de l'influence de la masse, on peut imaginer insérer un pion métallique de diamètre proche du diamètre intérieur au tube de verre voire simplement modifier la longueur de la colonne d'eau. Toutefois, en opérant ainsi, la modification de la masse s'accompagnera nécessairement de la modification du terme de frottement. Il est ainsi difficile d'étudier expérimentalement l'évolution du comportement de notre oscillateur en fonction de la masse seule.

3.2.3 Couplage électro-mécanique

En plus de l'influence du transducteur sur l'oscillateur thermo-fluidique, nous devons aussi nous assurer que notre transducteur convertisse effectivement de l'énergie mécanique en énergie électrique. Dans une représentation statique, le facteur de couplage k^2 d'un transducteur électromécanique est défini par le rapport entre l'énergie électrique E_{el} et la somme de l'énergie électrique E_{el} et de l'énergie mécanique E_{me} présente dans le transducteur. Toutefois, nous préférons utiliser dans la suite le facteur de couplage réduit k_m^2 défini comme le rapport entre l'énergie électrique E_{el} et l'énergie mécanique E_{me} présentes dans le transducteur. Ces facteurs de couplage et la relation les liant sont définis par les équations 3.6, 3.7 et 3.8.

$$k^2 = \frac{E_{el}}{E_{me} + E_{el}} \quad (3.6)$$

$$k_m^2 = \frac{E_{el}}{E_{me}} \quad (3.7)$$

$$k_m^2 = \frac{k^2}{1 - k^2} \quad (3.8)$$

Les expressions de ces coefficients de couplage seront déduites pour chacune des technologies de transduction plus loin dans le chapitre.

3.2.4 Aspects relatifs à l'intégration du transducteur

Herméticité Le générateur thermoélectrique développé ici utilise un fluide de travail. Celui-ci devant être conservé au cours du fonctionnement du générateur, l'assemblage de l'oscillateur thermo-fluidique et du transducteur électro-mécanique doit être hermétique.

Tenue en température La source primaire d'énergie étant une source thermique dont la température peut excéder les 150°C, notre solution de transduction électro-mécanique doit pouvoir garder un fonctionnement optimal à ces températures.

3.3 Moyens de conversion existants

Dans la littérature, plusieurs technologies ont été développées afin de convertir une énergie mécanique en énergie électrique. Les méthodes de conversion courantes peuvent être classifiées en trois grandes catégories :

- conversion électromagnétique,
- conversion capacitive,
- conversion piézoélectrique.

Les trois catégories citées rassemblent en majorité des micro-générateurs issus de la thématique des PowerMEMS. Certains générateurs, dont les dimensions restent trop importantes pour être réalisés par des procédés de fabrication compatibles CMOS, sont aussi présentés. Chaque type de conversion présente ses avantages et ses inconvénients. À la lumière de ces caractéristiques, un choix technologique sera fait.

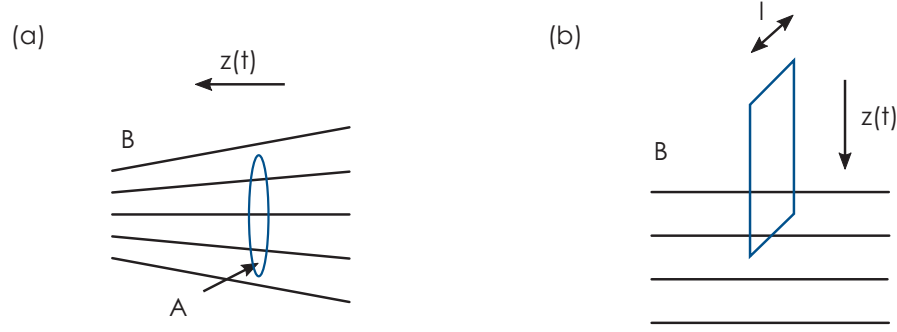


Figure 3.4 – PRINCIPE DE TRANSDUCTION ÉLECTROMAGNÉTIQUE – Une différence de tension est créée aux bornes d’une bobine lorsque le flux magnétique la traversant varie dans le temps. Figure extraite de [52].

3.3.1 Conversion électromagnétique (EM)

Principe de transduction électromagnétique

Le premier moyen de conversion auquel nous nous intéressons est la conversion électromagnétique. Cette technique est basée sur la variation d’un flux magnétique Φ_B entraînant la formation d’une différence de potentiel V selon la loi de Faraday, exprimée en équation 3.9.

$$V = -\frac{d}{dt} \iint_{\Sigma} \mathbf{B} \cdot d\mathbf{A} \quad (3.9)$$

où Σ désigne une surface virtuelle traversée par les lignes du champ magnétique et $\mathbf{B} \cdot d\mathbf{A}$ désigne le flux magnétique traversant la surface infinitésimale $d\mathbf{A}$.

En utilisant l’énergie mécanique pour déplacer un aimant par rapport à une bobine, une différence de potentiel donnée par l’équation 3.9 se développe aux bornes de la bobine comme montré en figure 3.4. Ce principe est principalement utilisé aujourd’hui dans les générateurs de centrales hydroélectriques ou nucléaires à des échelles de l’ordre du mètre et supérieur.

Le couplage électromécanique se fait via la force de couplage F_c s’exerçant entre l’aimant permanent et la bobine (connectée à une résistance de charge R_L). Cette force s’exprime à l’aide des équations 3.10 et 3.11 [52].

$$F_c = \frac{\beta^2}{R_L} \dot{z} \quad (3.10)$$

$$(a) \beta = N_t A \frac{\partial B_z}{\partial z} \quad (b) \beta = N_t B l \quad (3.11)$$

L’équation 3.11.a s’applique dans le cas décrit en figure 3.4.a tandis que l’équation 3.11.b s’applique dans le cas décrit en figure 3.4.b.

On peut voir tout de suite que ce facteur β peut être modifié par le biais de la géométrie de la bobine ainsi que par le choix des aimants et de la distribution du champ magnétique au voisinage de la bobine.

Revue des transducteurs électromagnétiques

Afin d’évaluer au mieux les capacités de cette méthode de transduction, nous faisons ici une revue de transducteurs électromagnétiques développés à l’échelle du centimètre et inférieur. Une partie importante de ces dispositifs ont été développés dans le domaine de la récupération d’énergie vibratoire.

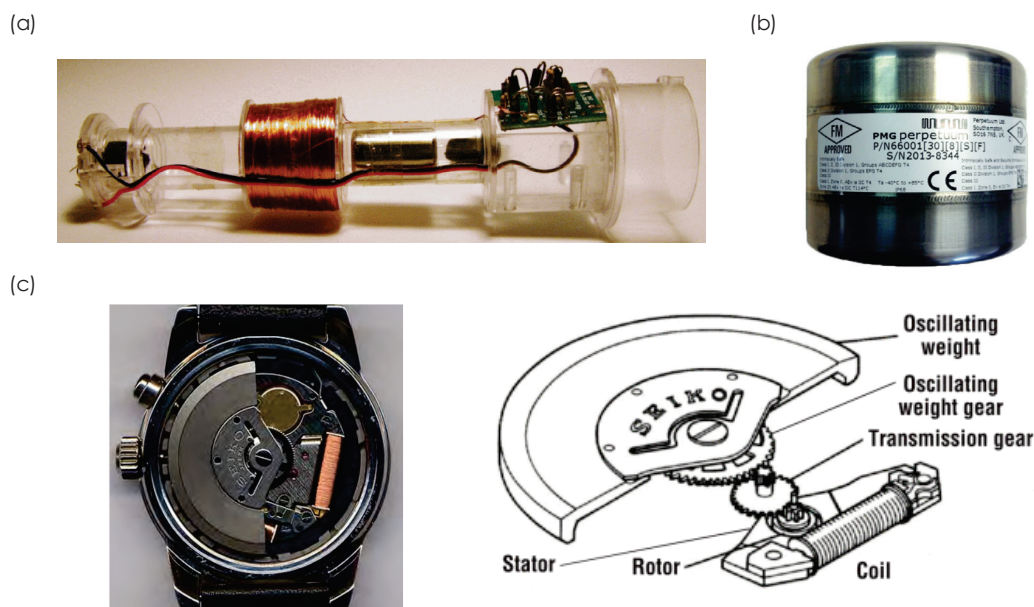


Figure 3.5 – GÉNÉRATEURS ÉLECTROMAGNÉTIQUES COMMERCIALISÉS – (a) Lampe torche autonome. (b) Générateur développé par l’entreprise Perpetuum [54]. (c) Mécanisme de récupération d’énergie de la montre Seiko Kinetic [53].

Solutions commercialisées Parmi les solutions commercialisées, nous pouvons citer trois exemples. Le premier est une lampe torche qui peut être rechargée en l’agitant le long de son axe. Comme montré en figure 3.5.a, un aimant est mis en mouvement au sein de la poignée de la lampe. Ce mouvement induit alors une variation du flux magnétique au sein d’une bobine et produit ainsi un courant permettant de charger la batterie de la lampe torche.

L’industrie de l’horlogerie a elle aussi développé un générateur électromagnétique [53] dans le but d’alimenter les montres à partir du mouvement du poignet. Ce dernier entraîne un balancier dont le mouvement de rotation est transmis à un rotor aimanté. Une bobine transforme cette variation de flux magnétique en électricité utile.

Perpetuum a développé un générateur électromagnétique [54] capable de générer des puissances de l’ordre du milliWatt sur une plage de fréquence allant de 25 Hz à 120 Hz. Leur produit occupant un volume assez important de 250 cm³ équipe aujourd’hui plusieurs flottes de trains sur plusieurs marchés continentaux.

Outre ces trois exemples de récupérateurs électromagnétiques, la majeure partie des autres dispositifs concernent des oscillateurs conçus pour opérer dans la gamme de fréquence où l’essentiel de l’énergie vibratoire se concentre, *i.e.* pour des fréquences inférieures à la centaine de Hertz.

Développement de résonateurs “classiques” Le domaine de récupération vibratoire par transduction électromagnétique prend ses sources dans les travaux fondateurs du groupe de Williams [55]. Ils montrent que le développement d’un résonateur capable de générer des niveaux de puissance supérieurs au microWatt à des fréquences inférieures à la centaine de Hertz est possible.

La stratégie opérée consiste à réaliser un oscillateur dont la fréquence de résonance est ajustée au pic de puissance dans le spectre fréquentiel de l’application considérée. En raison du faible volume disponible, la masse se compose souvent d’un matériau à forte densité volumique, tel le tungsten ou l’or. En conjugaison avec l’utilisation de matériaux denses, des structures mécaniques souples permettent d’atteindre des valeurs de fréquence de résonance.

C’est le cas du dispositif réalisé par Glynne-Jones *et al.* en 2004 [56, 57], montré en figure 3.6.a. Une bobine fixée à l’extrémité d’une poutre simplement supportée oscille dans l’entrefer d’un aimant

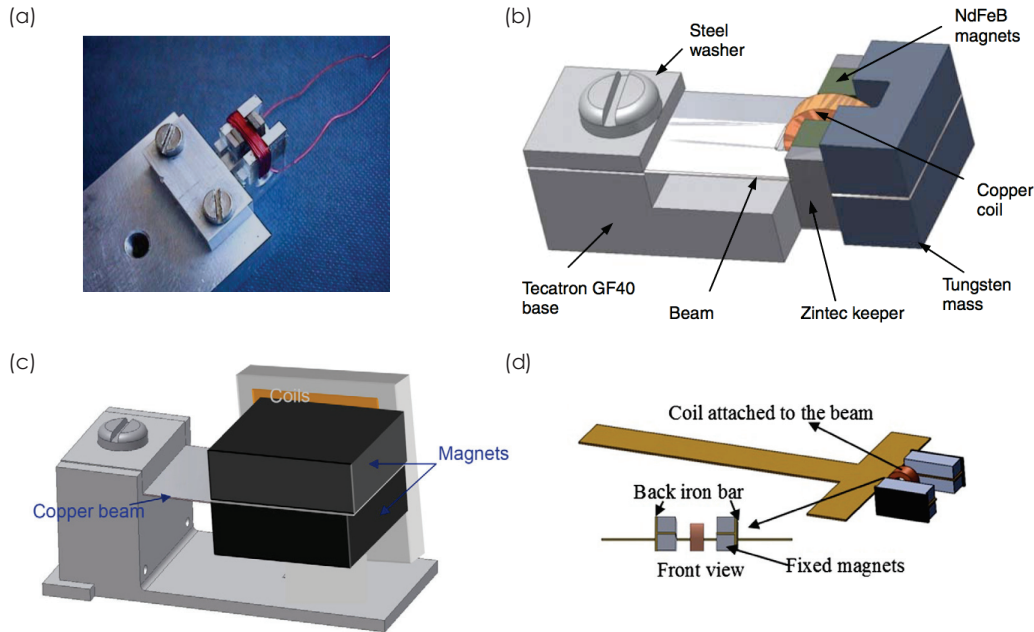


Figure 3.6 – RÉSONATEURS ÉLECTROMAGNÉTIQUES CLASSIQUES – (a) Concept de Glynne-Jones *et al.* [57] où la bobine est l'élément oscillant. (b) Ajout d'une masse de Tungsten sur le prototype de Beeby *et al.* [58]. (c) Concept de Kulkarni *et al.* [59] où l'aimant oscille autour de la bobine. (d) Concept de Siddique *et al.* [60] en forme de T.

permanent. Leur concept génère $37 \mu\text{W}$ de puissance à une fréquence de 322 Hz pour une excitation de 737 m.s^{-2} . Le générateur occupe un volume de 0.84 cm^3 .

Afin de diminuer la fréquence de résonance de leur générateur, une masse de tungsten est ajoutée à l'extrémité de la poutre (*c.f.* figure 3.6.b). Une nouvelle démonstration est apportée par Beeby *et al.* [58]. Ce second prototype atteint une fréquence de résonance de 52 Hz, génère $46 \mu\text{W}$ de puissance pour une excitation de 0.59 m.s^{-2} .

Un autre concept de générateur similaire a été développé par Kulkarni *et al.* [59]. Comme montré en figure 3.6.c, c'est l'aimant permanent, situé à l'extrémité de la poutre simplement supportée, qui oscille par rapport à une bobine fixe. Leur concept génère 584 nW de puissance pour une excitation de $8,829 \text{ m.s}^{-2}$. Leur proposition occupe un volume de seulement $0,13 \text{ cm}^3$ et possède une fréquence de résonance de 60 Hz.

Plus récemment, Siddique *et al.* [60] ont conçu un prototype dont la poutre est en forme de T, comme présenté en figure 3.6.d. Dans l'optique de récupérer l'énergie de la marche, les dimensions de leur proposition sont choisies pour permettre une fréquence de résonance inférieure à 10 Hz. La forme en T a pour but d'aboutir à une structure dont les premiers modes de résonance soient proches les uns des autres dans le spectre fréquentiel. Leur générateur occupe un volume de $156,3 \text{ cm}^3$ et génère une puissance de $1,35 \text{ mW}$ pour une accélération de $0,8 \text{ m.s}^{-2}$ à une fréquence de 7 Hz.

Utilisation de spirales Des générateurs présentés jusqu'à présent, on remarque que pour obtenir des fréquences de l'ordre de la dizaine de Hertz, un volume conséquent est nécessaire. Afin de parer à ce problème, plusieurs groupes ont étudié l'utilisation de spirales. Ces structures mécaniques permettent de réduire la raideur de ces résonateurs tout en occupant une surface réduite.

Marioli *et al.* [61] ont développé un générateur composé d'une spirale en FR4 sur laquelle une bobine entre en vibration autour d'un aimant (*c.f.* figure 3.7.a). Leur design génère $290 \mu\text{W}$ de puissance électrique dissipée sur une charge de 27Ω . Le générateur occupe $8,62 \text{ cm}^3$.

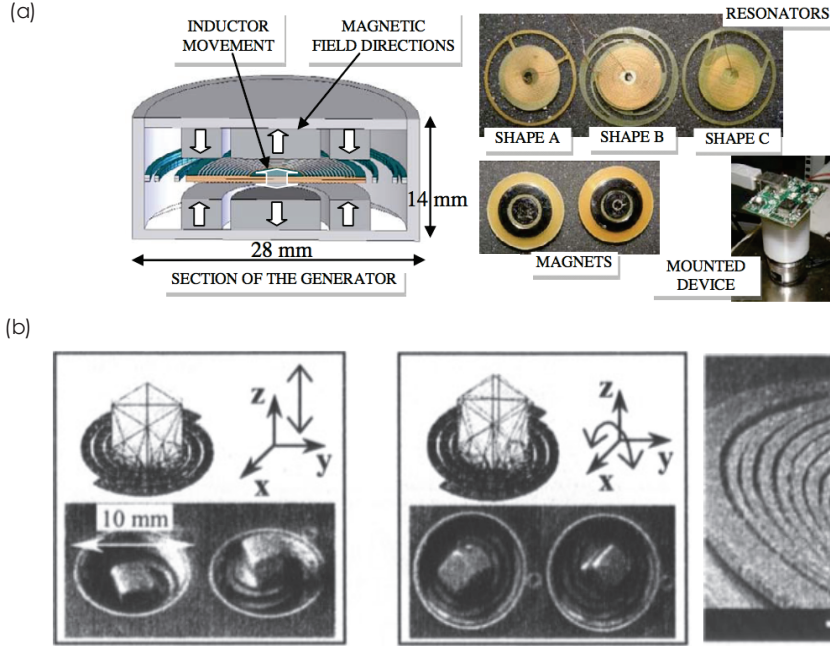


Figure 3.7 – RÉSONATEURS ÉLECTROMAGNÉTIQUES AVEC SPIRALES – (a) Concept de Marioli et al. [61] où une spirale jouant le rôle de bobine oscille. (b) Prototype de Ching et al. où un aimant attaché à une spirale oscille à une fréquence de résonance de 110 Hz [62].

Ching *et al.* [62] réalisent eux aussi une structure souple basée sur une spirale montrée en figure 3.7.b. Elle est usinée par laser sur une plaque de cuivre de 100 μm d'épaisseur. Leur générateur alimente un noeud de capteur communiquant complet capable de transmettre une mesure de température par signal RF. Afin d'atteindre une puissance électrique générée supérieure 100 μW , ils excitent leur générateur avec une accélération de 95 m.s^{-2} .

Implémentation avec une machine thermique Ce type de solution électromagnétique pourrait être implémentée dans notre cas, comme illustré en figure 3.8. Un aimant permanent circulaire peut être inséré dans le tube de verre et un bobinage réalisé autour de la zone des oscillations de l'aimant. Afin de garantir l'herméticité du système, le tube peut être clos à ses deux extrémités, en prenant soin de laisser une zone de gaz non condensable à l'extrémité opposée à l'évaporateur. Si l'on souhaite éviter l'utilisation d'un gaz non condensable, une autre possibilité est de remplir initialement le système avec un fluide de travail à une pression réduite.

Goudarzi *et al.* [63] ont construit un système similaire (*c.f.* figure 3.8.b) et parviennent à générer 80 μW de puissance électrique, dissipée dans une résistance de 50 Ω avec une fréquence d'opération de l'ordre de quelques Hertz (2-3 Hz). Le générateur occupe un volume de 26,4 cm^3 .

Les performances des dispositifs listés dans cette section sont résumées dans le tableau 3.1. Une figure de mérite FdM [$\text{W.s}^3.\text{m}^{-5}$] [64] est définie comme décrit en équation 3.12 :

$$FdM = \frac{P_{el}}{VolAcc^2/\omega} \quad (3.12)$$

Bien que des niveaux de puissances intéressants puissent être obtenus à partir de générateurs occupant un volume limité, cette technique de transduction montre certaines limitations :

- d'une part les niveaux de tensions atteints sont faibles (de l'ordre de la centaine de mV pour les dispositifs listés en tableau 3.1). L'utilisation de transformateurs est indispensable pour obtenir des tensions capables d'alimenter un circuit,

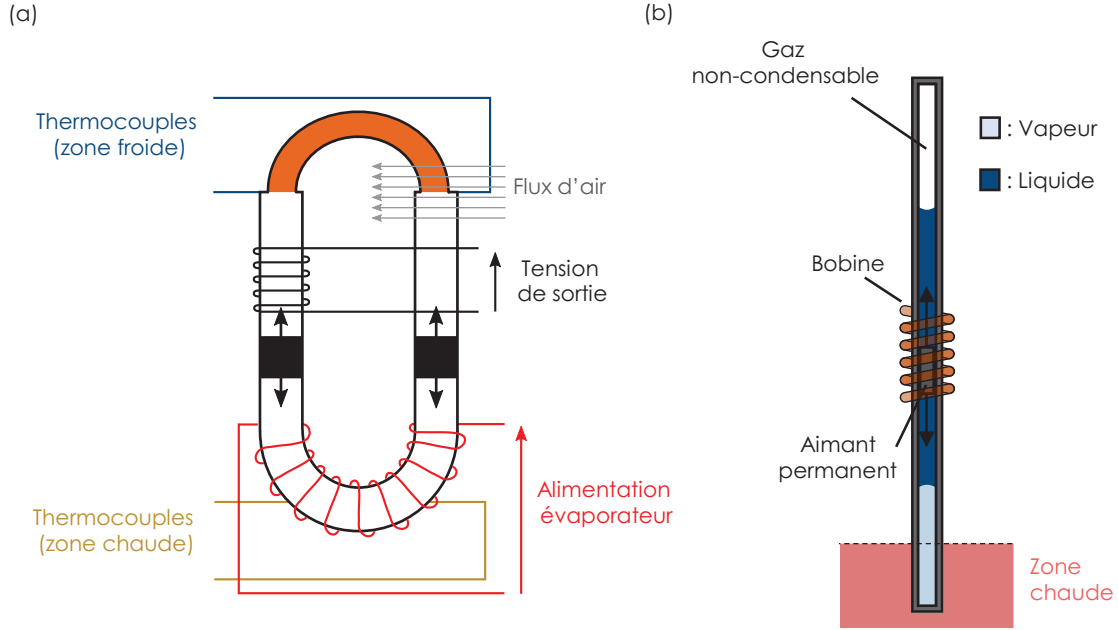


Figure 3.8 – CONCEPTS DE TRANSDUCTION ÉLECTROMAGNÉTIQUES APPLIQUÉS À NOTRE OSCILLATEUR THERMO-FLUIDIQUE – (a) Concept proposé par Goudarzi et al. [63]. (b) Concept adapté à l'oscillateur thermo-fluidique présenté dans la chapitre II.

RÉFÉRENCE	VOLUME (cm ³)	FRÉQUENCE (Hz)	ACCÉLÉRATION (m.s ⁻²)	PUISSANCE (μW)	FDM (W.s ³ .m ⁻⁵)
Glynne-Jones [57]	0,84	322	1473	37	0,0411
Beeby [58]	0,15	52	0,59	46	287840
Kulkarni [59]	0,13	60	8,829	0,584	21,7
Siddique [60]	156	7	0,8	1350	595
Marioli [61]	8,6	102	9,81	290	225
Ching [62]	110	1	95,5	830	0,0052
Goudarzi [63]	26,3	2-3	(N.D)	80	(N.D)

Tableau 3.1 – PERFORMANCES DES GÉNÉRATEURS ÉLECTROMAGNÉTIQUES PRÉSENTÉS – Ces dispositifs électromagnétiques sont excités à partir de sources vibratoires dont les fréquences et accélérations caractéristiques sont présentées.

— d'autre part, les transducteurs électromagnétiques voient leurs performances de récupération dégradées par deux facteurs principalement. La fabrication d'aimants performants aux dimensions sub-millimétriques [65,66] n'est pas encore mature. De plus, la réduction des dimensions abaisse le facteur de couplage β comme le montrent les équations 3.10 et 3.11.

3.3.2 Conversion électrostatique (ES)

Principe de transduction électrostatique

Une deuxième méthode de conversion électromécanique est basée sur la variation d'une capacité électrique d'un condensateur. Comme nous allons le montrer plus loin, un des avantages de la transduction électrostatique réside dans le contrôle que le concepteur a sur le couplage électromécanique. Pour deux plaques planes métalliques de surface A , placées en regard l'une en face de l'autre et séparées par un milieu de constante diélectrique ε d'épaisseur t , la capacité C ainsi construite s'exprime selon l'équation 3.13.

$$C = \frac{\varepsilon A}{t} \quad (3.13)$$

Boisseau [67] et Meninger [68] présentent le principe de fonctionnement de ces dispositifs. Dans la littérature, le changement de capacité est attribué à trois types de mouvements, décrits en figure 3.9. Deux catégories de transducteurs électrostatiques existent aujourd'hui. Dans chacun des cas, une source extérieure de charges électriques est nécessaire. La première catégorie utilise un circuit électronique actif tandis que la deuxième catégorie utilise une source passive de charge électrique : les électrets.

Dispositifs électrostatiques actifs Les dispositifs appartenant à la première catégorie fonctionnent selon des cycles de charge et décharge d'une capacité variable. Bien que plusieurs cycles puissent être mis en place pour convertir l'énergie mécanique en énergie électrique, nous présenterons ici deux types de cycles illustrés en figure 3.10. Dans la suite, la variation de la capacité est due aux déplacements relatifs des deux électrodes composant la capacité variable.

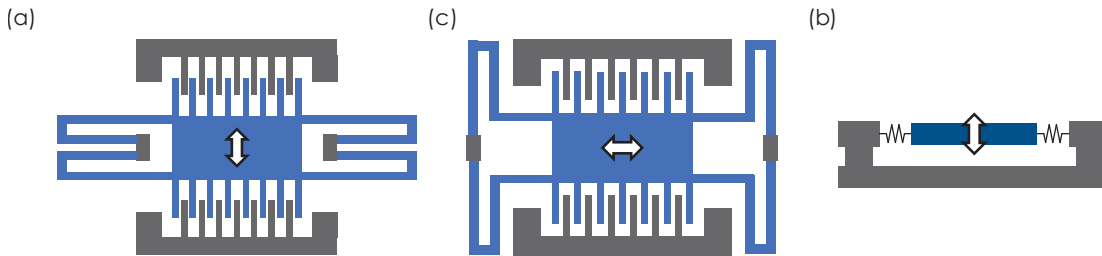


Figure 3.9 – MOUVEMENTS ASSOCIÉS AUX CHANGEMENTS DE CAPACITÉ – (a) *In-plane overlap*. (b) *In plane gap-closing*. (c) *Out-of-plane gap closing*.

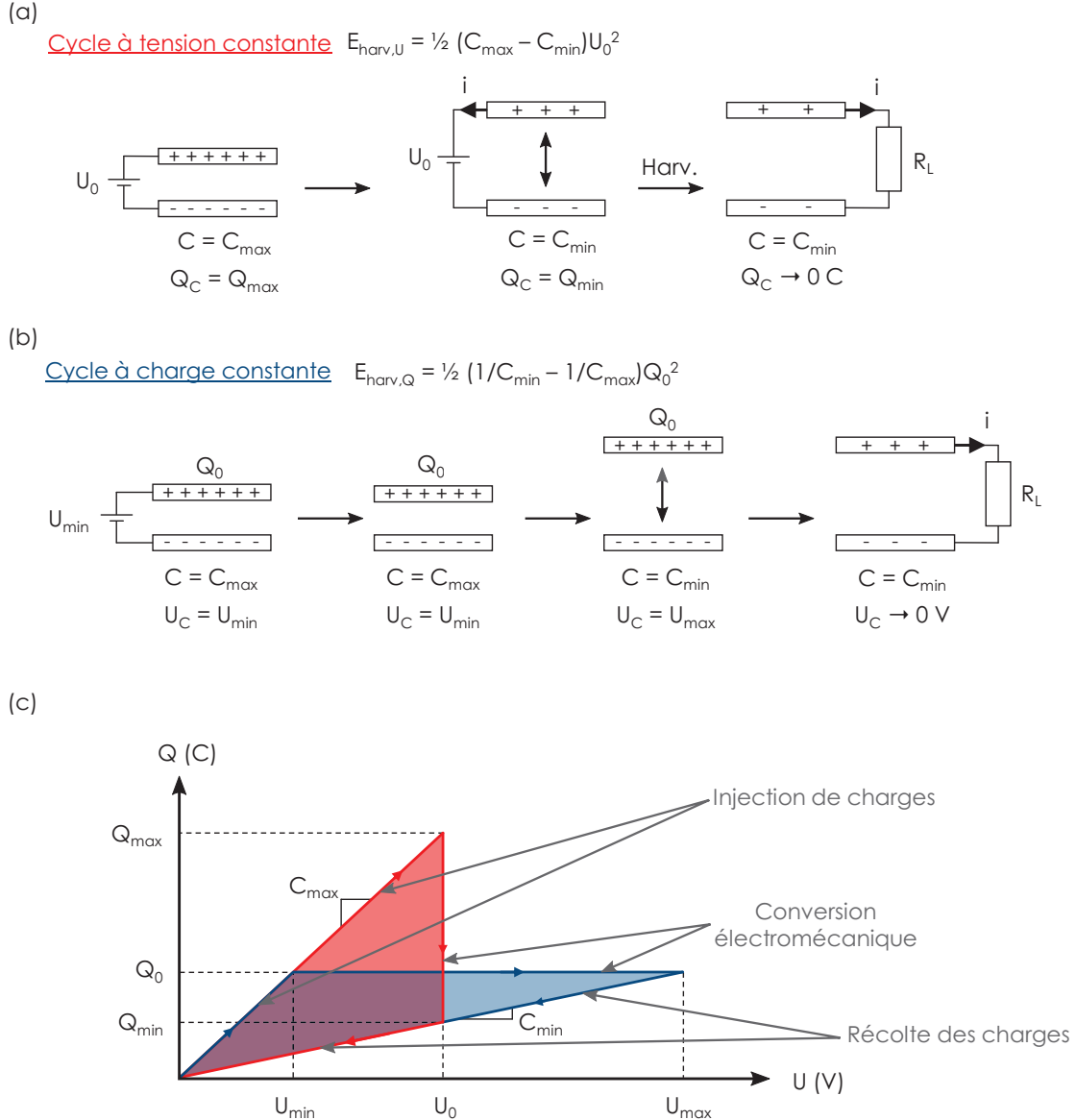


Figure 3.10 – CONVERSION ÉLECTROSTATIQUE PAR CYCLES DE CHARGES ET DÉCHARGES – (a) Cycle à tension constante. (b) Cycle à charge constante. (c) Graphique représentant les deux cycles (a) et (b). Les phases d'injection de charge, de conversion et de récupération sont représentées pour chacun des cycles. À noter que des charges électriques sont récupérées pendant la phase de conversion dans le cas du cycle à tension constante.

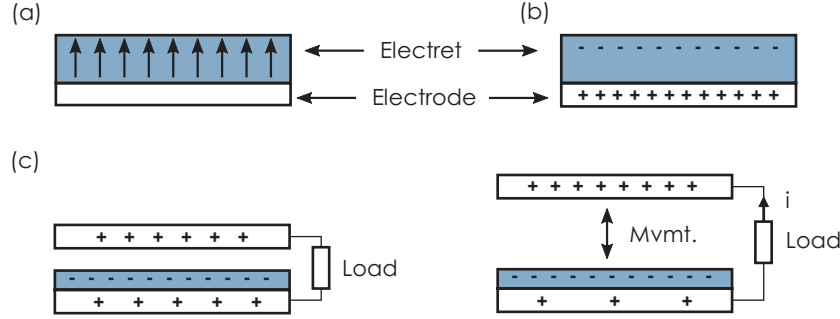


Figure 3.11 – PRINCIPE DE RÉCUPÉRATION ÉLECTROSTATIQUE PASSIF – (a) Électret conservant l'orientation des dipôles électriques. (b) Électret conservant la charge électrique. (c) Principe de récupération d'énergie mécanique en utilisant un électret.

La première approche (c.f. figure 3.10.a) est basée sur une conservation de la tension aux bornes du condensateur pendant l'éloignement des électrodes. On commence le cycle lorsque la capacité est maximale (i.e. lorsque les électrodes de la capacité sont les plus proches l'une de l'autre). À cet instant, une tension U_0 est appliquée aux bornes de la capacité, imposant une charge Q_{max} sur les électrodes. Cette tension est maintenue par un circuit dédié lors de l'éloignement relatif des électrodes. En augmentant la distance séparant les électrodes, la capacité diminue. Afin de conserver la relation $Q = C.U_0$, la charge contenue dans les électrodes diminue jusqu'à atteindre sa valeur minimale Q_{min} correspondant à la capacité minimale C_{min} (i.e. lorsque les électrodes sont les plus éloignées l'une de l'autre). Ces charges, sortant de la capacité variable, sont récupérées par le circuit. Enfin, la source de tension constante est déconnectée de la capacité tandis que cette dernière est connectée à une charge électrique dans laquelle les dernières charges électriques sont récupérées.

La deuxième approche (c.f. figure 3.10.b) commence par une injection de charges Q_0 sur les électrodes lorsque la capacité est maximale (i.e. lorsque les électrodes sont les plus proches l'une de l'autre). Les électrodes sont ensuite isolées électriquement l'une de l'autre afin de permettre la conservation de la charge électrique. Pendant l'éloignement des électrodes, la tension à leurs bornes augmente jusqu'à atteindre sa valeur maximale U_{max} . À cet instant, la capacité variable est mise en contact avec une charge électrique et les charges électriques sont récupérées.

Demandant le maintien de la charge ou de la tension du condensateur, cette méthode nécessite une source de tension ou de charge extérieure. De plus, la charge et la décharge des électrodes de la capacité variable doivent être réalisées en synchronisation avec le déplacement des électrodes. Ainsi, un circuit de contrôle actif extérieur est requis. Ce circuit consommant de la puissance, il est préférable de trouver une autre approche, totalement passive.

Dispositifs électrostatiques passifs Une approche totalement passive est rendue possible grâce à l'utilisation d'électrets. Un électret est un matériau diélectrique capable de retenir des charges électriques ou encore la polarisation de ses dipôles électriques. Lorsqu'un électret contenant une charge Q_E est mis en commun avec l'électrode d'un condensateur, les deux électrodes se chargent de Q_1 et Q_2 respectivement, où la somme de Q_1 et Q_2 est égale à Q_E . Lorsque les électrodes se déplacent l'une par rapport à l'autre, les charges des électrodes se répartissent de manière à respecter la loi de Gauss. Cette nouvelle répartition des charges crée un courant au travers d'une charge électrique, comme montré dans la figure 3.11. Ainsi, un mouvement mécanique est transformé en énergie électrique sans avoir à utiliser de circuit électronique actif.

Boisseau [67] dérive l'expression de la force de couplage électromécanique F_c pour chacun des trois types de mouvements, pour un cycle à charge constante et pour un cycle à tension constante (c.f. tableau 3.2).

Toutefois, l'utilisation d'électrets possède deux désavantages :

TRANSDUCTEUR	CYCLE Q_0	CYCLE V_0
In-plane gap closing	$F_c = \frac{Q_0^2 x}{2\epsilon_0 N (g_0 + d/\epsilon) S}$	$F_c = \frac{2N\epsilon_0 (g_0 + d/\epsilon) S x U_0^2}{((g_0 + d/\epsilon)^2 - x^2)^2}$
In-plane overlap	$F_c = \frac{Q_0^2 (g_0 + d/\epsilon)}{2\epsilon_0 N w (l_0 + x)^2}$	$F_c = \frac{\epsilon_0 N w U_0^2}{2(g_0 + d/\epsilon)}$
Out-of-plane gap closing	$F_c = \frac{Q_0^2}{2\epsilon_0 S}$	$F_c = \frac{\epsilon_0 S U_0^2}{2(g_0 + d\epsilon - x)^2}$

Tableau 3.2 – FORCE ÉLECTROSTATIQUE F_c SELON LE MODE DE FONCTIONNEMENT DU TRANSDUCTEUR ASSOCIÉ – ϵ_0 et ϵ désignent la permittivité du vide et de l'électret d'épaisseur d respectivement, g_0 désigne la distance initiale entre deux électrodes, N désigne le nombre d'électrodes, x désigne le déplacement relatif entre les électrodes, w la largeur d'une électrode, l_0 la longueur initiale de regard des électrodes et S la surface de regard des électrodes.

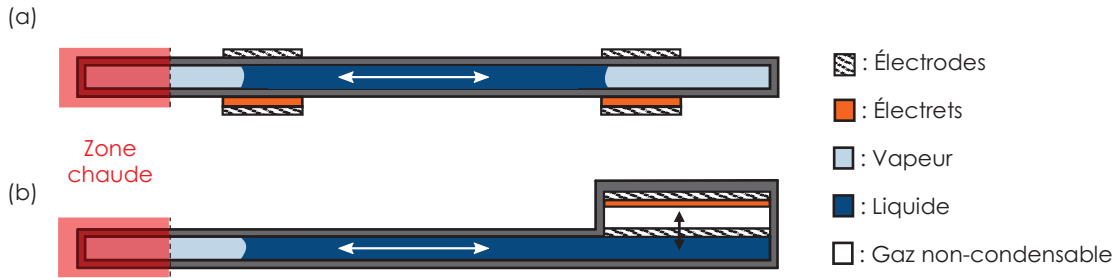


Figure 3.12 – CONCEPT DE TRANSDUCTION CAPACITIVE – (a) En plaçant les électrodes le long du tube de verre aux endroits où le fluide de travail oscille, la variation de capacité viendra du changement de la constante diélectrique ϵ . (b) Les oscillations du liquide sont transmises à une membrane entraînant les débats de cette dernière. En plus de garantir l'herméticité du dispositif, on peut venir placer une électrode sur cette membrane. En se déformant, la membrane change la distance entre cette électrode et une contre-électrode, générant ainsi de l'énergie électrique.

- d'une part les électrets finissent par perdre leur charge. Bien que la plupart des électrets produits aujourd'hui possèdent une durée de vie supérieure à quelques années [67], cette durée de vie dépend grandement de l'environnement de l'électret (de son épaisseur, de la température, de l'humidité),
- les performances de ces dispositifs sont très sensibles aux capacités parasites.

Malgré ces désavantages, cette solution peut être implémentée de deux manières comme montré en figure 3.12. La variation de capacité nécessaire à ce principe de transduction peut être issue du déplacement de deux électrodes, comme montré en figure 3.12.a ou bien par la variation du milieu diélectrique séparant les électrodes issue de l'oscillation de la colonne de liquide (c.f. figure 3.12.b).

Revue des transducteurs électrostatiques

Le concept de récupérer l'énergie ambiante des vibrations à l'aide d'un dispositif électrostatique est attribué au M.I.T., au groupe de Meninger *et al.* [68]. Ils décrivent leur prototype (de type in-plane overlap) et détaillent le circuit de gestion de puissance associé.

Durant sa thèse, S. Roundy [69] développe et construit des générateurs électrostatiques travaillant dans le mode In-plane gap closing. Il montre notamment que ce type de fonctionnement est capable de générer le plus de puissance. Les structures qu'il développe sont montrées en figure 3.13.a.

Despesse *et al.* [70] construisent un dispositif en Tungsten (c.f. figure 3.13.b) en utilisant une nouvelle méthode de fabrication (electrical discharge machining, EDM). Leur générateur produit 1 mW

de puissance utile pour une excitation de $8,9 \text{ m.s}^{-2}$ à 50 Hz avec un voltage de 120 V. Avant l'alimentation du circuit de gestion de puissance, leur générateur produit 1,7 mW de puissance électrique. Leur dispositif occupe cependant un volume de 18 cm^3 .

Plus tard, Basset *et al.* [71] réalisent un dispositif compatible CMOS générant 100 nW de puissance pour une accélération de $0,98 \text{ m.s}^{-2}$ à 250 Hz. Dans leur design, présenté en figure 3.13.c, le voltage atteignable par les électrodes (6V) est fortement limité par le phénomène de pull-in.

Suzuki *et al.* [72,73] ont fait progresser l'utilisation d'électrets dans leurs dispositifs électrostatiques. Ils proposent un design (figure 3.13.d) de 305 mm^3 générant 1 μW pour une excitation de $19,6 \text{ m.s}^{-2}$ à une fréquence de 63 Hz pour une charge de 180 V.

Sheu *et al.* [74] réalisent un générateur compact ($4,5 \text{ mm}^3$) fonctionnant dans le régime In-plane overlap (figure 3.13.e). Leur design génère seulement 90 nW de puissance à une fréquence de 105 Hz pour une accélération de $4,35 \text{ m.s}^{-2}$.

Wang *et al.* [75] construisent un générateur fonctionnant dans le régime out-of-plane gap closing. Leur concept, montré en figure 3.13.f utilise un électret chargé à 400 V. Leur procédé de fabrication, faisant intervenir trois étapes de Wafer Bonding à basse température, permet la conservation des charges sur les électrets. Leur concept génère 150 nW à une excitation de 98 Hz à $9,81 \text{ m.s}^{-2}$. Leur dispositif occupe 286 mm^3 .

Enfin, le groupe de Tao *et al.* [76] ont réalisé un dispositif fonctionnant dans le mode out-of-plane gap closing, dans lequel sont intégrées deux couches d'électrets de charges opposées. Leur dispositif de 120 mm^3 génère 340 nW de puissance pour une excitation à 66 Hz et 5 m.s^{-2} (figure 3.13.g).

Les caractéristiques des dispositifs présentés sont résumées dans le tableau 3.3.

RÉFÉRENCE	VOLUME (mm^3)	FRÉQUENCE (Hz)	ACCÉLÉRATION (m.s^{-2})	PUISSANCE (μW)	FdM ($\text{W.s}^3.\text{m}^{-5}$)
Roundy [69]	100	100	11,8	11	496
Despesse [70]	18000	50	2,94	1050	2120
Basset [71]	0,86	250	0,98	0,103	195000
Suzuki [73]	305	63	19,6	1	3,38
Sheu [74]	4,5	105	4,35	0,092	712
Wang [75]	286	98	9,81	0,15	3,36
Tao [76]	120	66	5	0,34	47,0

Tableau 3.3 – PERFORMANCES DES GÉNÉRATEURS ÉLECTROSTATIQUES PRÉSENTÉS

Par comparaison avec la méthode électromagnétique, on remarque que les dispositifs électrostatiques sont moins volumineux. Ceci vient du fait que ces dispositifs tirent leur efficacité d'une variation de capacité. Or, de plus grandes variations de capacités sont atteignables à petite échelle.

De plus, il faut utiliser des niveaux de polarisations de l'ordre de la centaine de volts pour obtenir des niveaux de puissances intéressants ($>1 \mu\text{W}$). En considérant le champ électrique maximal auquel un claquage électrique est obtenu, un compromis entre distance inter-électrode minimale (*i.e.* capacité maximale) et tension de charge doit être trouvé.

Enfin, sans utilisation d'électrets, un circuit de gestion de puissance dédié doit être conçu avec des composants CMOS pour limiter les pertes, ajoutant une complexité supplémentaire. L'utilisation d'électrets limite la température de l'application sans quoi leur durée de vie deviendra un facteur limitant. De plus, la fabrication d'électret demande une expertise et un outillage dont nous ne disposons pas dans ce projet.

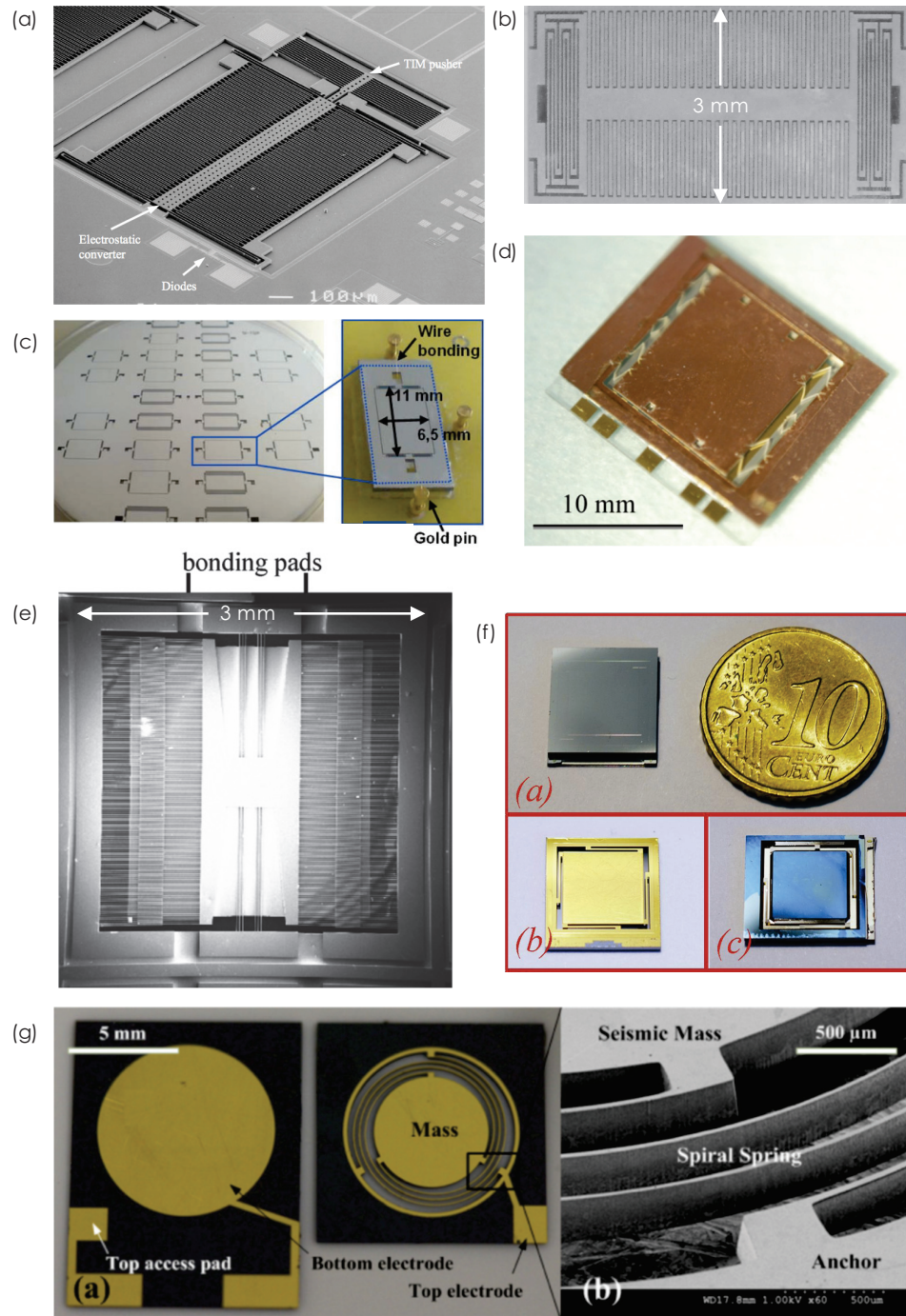


Figure 3.13 – EXEMPLES DE DISPOSITIFS ÉLECTROSTATIQUES – Générateurs développés par (a) Roundy et al., (b) Despesse et al., (c) Basset et al., (d) Suzuki et al., (e) Sheu et al., (f) Wang et al., (g) Tao et al..

3.3.3 Conversion piézoélectrique (PZ)

Principe de transduction piézoélectrique

Enfin, une troisième méthode de conversion électromécanique utilise l'effet piézoélectrique direct. Les matériaux piézoélectriques, comme montré en figure 3.14, génèrent une différence de potentiel à leurs bornes lorsqu'ils sont soumis à une contrainte mécanique extérieure et ce, grâce à leur moment dipolaire \mathbf{P} permanent.

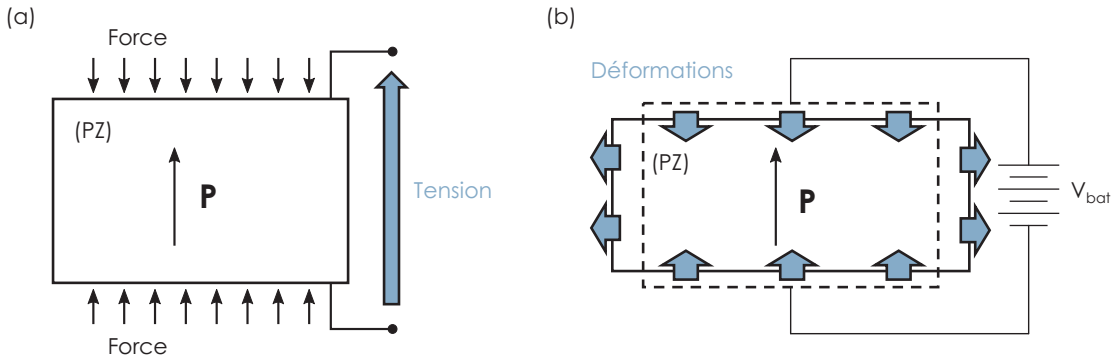
L'effet opposé, dit effet piézoélectrique inverse, permet au matériau piézoélectrique de se déformer sous l'action d'un champ électrique. Ces deux effets sont dus à la structure cristalline des matériaux piézoélectriques qui leur permet d'exhiber une densité de polarisation non-nulle. Lorsque celle-ci est modifiée par l'action d'une contrainte (ou d'un champ électrique respectivement), des charges électriques sont générées à la surface du matériau (une déformation du matériau est opérée respectivement).

Les équations constitutives de la piézoélectricité ont plusieurs formes. Dans la suite nous décrirons la forme faisant intervenir le tenseur de déformation \mathbf{S} et le vecteur de déplacement électrique \mathbf{D} . Les effets des contraintes mécaniques \mathbf{T} sur la déformation du matériau sont prises en compte via la matrice des souplesses \mathbf{s} . De même, l'effet du champ électrique \mathbf{E} sur le déplacement électrique \mathbf{D} est pris en compte via la matrice des permittivités électriques $\boldsymbol{\epsilon}$. Finalement, l'influence croisée entre les domaines électrique et mécanique est prise en compte via un tenseur piézoélectrique \mathbf{d} . Finalement, les équations constitutives sous la forme Déformation/Déplacement s'écrivent selon les équations 3.14 et 3.15 :

$$\mathbf{S} = \mathbf{s}^E \mathbf{T} + \mathbf{d} \mathbf{E} \quad (3.14)$$

$$\mathbf{D} = \boldsymbol{\epsilon}^T \mathbf{E} + \mathbf{d}'^T \mathbf{T} \quad (3.15)$$

Les indices \cdot^E et \cdot^T font référence aux conditions aux limites à champ électrique et contraintes extérieurs constants respectivement. Le symbole \cdot^T fait référence à la transposée de la matrice associée. En considérant un cristal appartenant aux classes 4mm et 6mm auxquelles appartiennent des piézoélectriques bien connus tels certains PZT ou encore le Titanate de Barium, les équations 3.14 et 3.15 se réécrivent selon les équations 3.16 et 3.17, où la notation de Voigt est utilisée et l'axe de polarisa-



tion selon l'axe "3".

$$\begin{bmatrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \\ S_4 \\ S_5 \\ S_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} s_{11}^E & s_{12}^E & s_{13}^E & 0 & 0 & 0 \\ s_{21}^E & s_{22}^E & s_{23}^E & 0 & 0 & 0 \\ s_{31}^E & s_{32}^E & s_{33}^E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & s_{44}^E & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s_{55}^E & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & s_{66}^E \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & d_{31} \\ 0 & 0 & d_{32} \\ 0 & 0 & d_{33} \\ 0 & d_{24} & 0 \\ d_{15} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

$$\begin{bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11}^T & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{22}^T & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & d_{15} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & d_{24} & 0 & 0 \\ d_{31} & d_{32} & d_{33} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \\ T_6 \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

Du fait de l'anisotropie du cristal piézoélectrique, les coefficients piézoélectriques d_{31} , d_{33} et d_{15} sont différents (toutefois par symétrie nous avons $d_{31} = d_{32}$ et $d_{24} = d_{15}$). La valeur de ces coefficients dépendent de la direction de l'excitation par rapport à la direction de la polarisation du piézoélectrique [77].

Comme montré en figure 3.15, le coefficient d_{33} est pertinent lorsque la force s'exerce dans la direction "3" (soit le long de la direction de polarisation) et s'applique sur la même surface sur laquelle se trouvent les électrodes.

Le coefficient d_{31} s'applique lorsque les charges électriques sont collectées sur la même surface que précédemment mais la force est appliquée perpendiculairement à la direction de polarisation.

Finalement, le coefficient d_{15} s'applique lorsque les charges sont collectées sur des électrodes perpendiculaires aux précédents cas et lorsque la force exercée est de type cisaillement.

Les valeurs des coefficients piézoélectriques de certains matériaux à base de PZT [78] sont résumées dans le tableau 3.4. Comme on peut le voir, les coefficients d_{15} sont les plus élevés. Ils sont toutefois les plus durs à utiliser, du fait de devoir employer une force de cisaillement. Les coefficients d_{31} sont certes les moins élevés mais représentent le mode de transduction le plus simple à implémenter.

MATÉRIAU	APC840	APC841	APC850	APC854	APC855	APC880
d_{33} (10^{-12} C/N)	290	300	400	600	630	215
d_{31} (10^{-12} C/N)	-125	-109	-175	-260	-276	-95
d_{15} (10^{-12} C/N)	480	450	590	625	720	330

Tableau 3.4 – COMPARAISON DES COEFFICIENTS PIÉZOÉLECTRIQUES [78] – Les valeurs des coefficients piézoélectriques dépendent du matériau mais aussi du mode d'excitation choisi.

Le coefficient de couplage électromécanique dépend lui-même du mode d'excitation choisi. Kim *et al.* [79, 80] développent ces coefficients et généralisent leur expression en fonction du rapport de forme des dispositifs conçus. Au premier ordre, le couplage électromécanique s'exprime selon les

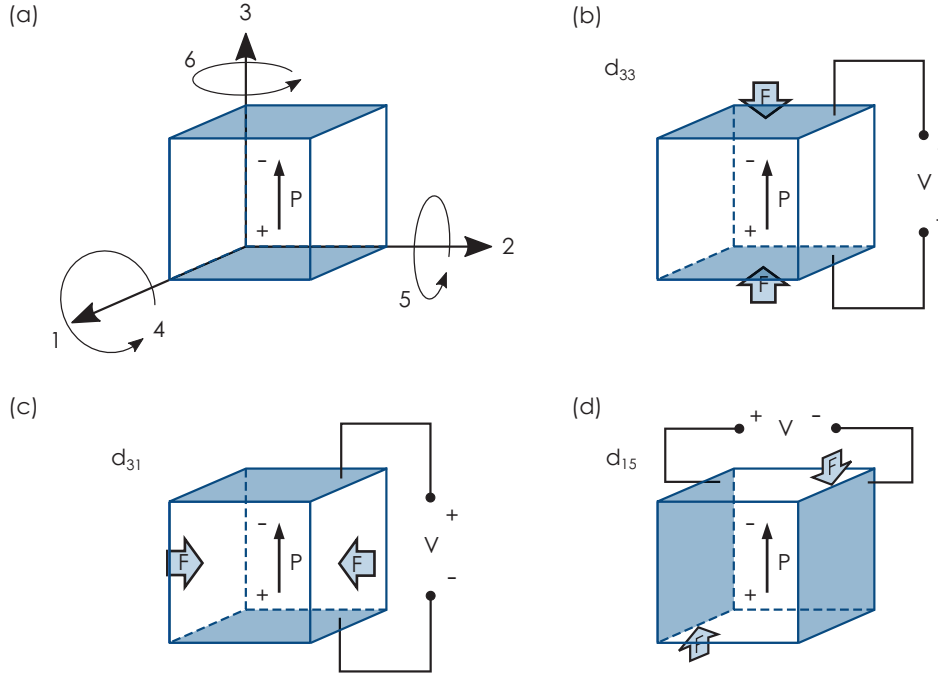


Figure 3.15 – MODES D’EXCITATION PIÉZOÉLECTRIQUES – (a) Définition des directions 1, 2, 3, 4, 5 et 6 par rapport à la direction de polarisation. (b) Définition du mode d_{33} . (c) Définition du mode d_{31} . (d) Définition du mode d_{15} .

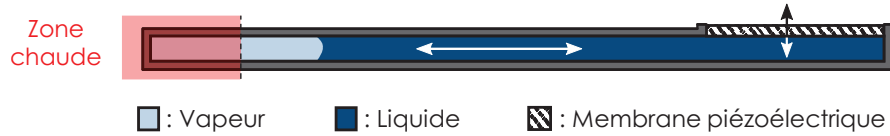


Figure 3.16 – CONCEPT DE TRANSDUCTION PIÉZOÉLECTRIQUE

équations 3.18 et 3.19.

$$k_{33}^2 = \frac{d_{33}^2}{\epsilon_{33}^T s_{33}^E} \quad (3.18)$$

$$k_{31}^2 = \frac{d_{31}^2}{\epsilon_{33}^T s_{11}^E} \quad (3.19)$$

On remarque que le coefficient de couplage piézoélectrique ne dépend que des propriétés matériaux du piézoélectrique. Cette caractéristique est à la fois un inconvénient puisqu’elle nous restreint dans notre liberté de conception ; mais elle représente aussi une opportunité dans le sens où cette technologie reste intéressante tant aux échelles du centimètre et supérieur qu’aux échelles du millimètre et inférieur.

Une transduction piézoélectrique est possible sur notre dispositif en utilisant une membrane piézoélectrique, comme montré en figure 3.16. De manière similaire au cas capacitif, les oscillations de la colonne d’eau se transmettent à la membrane en la faisant vibrer. Ces débattements induisent des contraintes à l’intérieur de la membrane et entraînent la formation de charges électriques.

Revue des transducteurs piézoélectriques

L’une des premières traces du concept de transduction d’un mouvement mécanique par l’utilisation d’un dispositif piézoélectrique est un brevet déposé en 1969 par Wen H. Ko [81]. Dans son brevet,

Ko décrit une poutre simplement supportée composée en partie d'un matériau piézoélectrique, au bout de laquelle une masse est attachée.

Le développement de générateurs piézoélectriques miniatures pour l'alimentation de l'électronique embarquée commence avec le groupe de GlynneJones *et al.* [82,85]. Leur preuve de concept, montrée en figure 3.17.a consiste en une feuille d'acier sur laquelle est déposé du PZT. De forme triangulaire (volume = 46 mm^3), leur générateur produit $2 \text{ }\mu\text{W}$ de puissance utile à une fréquence de résonance de 80,1 Hz. Cette forme triangulaire offre le bénéfice d'offrir une meilleure répartition de la contrainte au sein de l'ensemble du matériau piézoélectrique utilisé, comme l'ont montré les travaux de Roundy *et al.* [83] Kherbeet *et al.* [84]

Avant d'étudier la structure triangulaire, Roundy *et al.* [86] construisent un modèle dans le but d'optimiser une structure en cantilevier, plus simple à étudier. Leur générateur final, occupant un volume de 1 cm^3 génère $375 \text{ }\mu\text{W}$ de puissance pour une excitation de $2,5 \text{ m.s}^{-2}$ à 120 Hz. Leur design est montré en figure 3.17.b.

DuToit *et al.* [87] développe lui aussi un modèle et l'alimente de données expérimentales dans le but de construire une structure optimisée. Son concept final (*c.f.* figure 3.17.c) de $1,2 \text{ cm}^3$ génère $586,3 \text{ }\mu\text{W}$ pour une excitation de $2,5 \text{ m.s}^{-2}$ à une fréquence de 107 Hz.

Parmi les dispositifs en configuration de poutres simplement supportées à base de PZT, on peut encore citer les travaux de Murali *et al.* [88] et de Morimoto *et al.* [89] dont les concepts sont présentés en figure 3.17.d et 3.17.e.

Du fait de sa simplicité, le design de poutre simplement supportée a été largement étudié. Aujourd'hui, un compromis évident entre trois facteurs existe. Plus la taille des générateurs est réduite, plus la fréquence de résonance est élevée. De plus, afin d'atteindre des niveaux de puissance intéressants, des excitations élevées, spécialement dans le cas des dispositifs de l'ordre du mm^3 , sont nécessaires. Quelques solutions permettant de réduire la fréquence de résonance ont été proposées. Jeon *et al.* [90] réalisent un prototype de poutre simplement supportée avec l'originalité de tirer profit du mode d_{33} du matériau grâce à un arrangement interdigité des électrodes à la surface de ce dernier (*c.f.* figure 3.17.f). Bien qu'astucieuse, cette approche mène néanmoins à un dispositif dont la fréquence de résonance se situe à 13,9 kHz. Dans l'optique de réduire cette fréquence, Choi *et al.* concluent dans leur étude [91] qu'une forme de spirale permettrait de réduire efficacement cette fréquence de résonance. Malheureusement, aucune communication n'est connue de l'auteur quant à un dispositif concret réalisé par ce même groupe.

Dans le même esprit, Berdy *et al.* [92] utilisent une structure en serpent (spirale carrée). Leur concept de 4036 mm^3 produit $118 \text{ }\mu\text{W}$ de puissance pour une excitation de $1,96 \text{ m.s}^{-2}$ à une fréquence de 49,7 Hz (figure 3.17.g).

Une structure similaire est utilisée par Rezaeisaray *et al.* [93]. Ce prototype, aux dimensions plus modestes (volume = 100 mm^3) génère 136 nW pour une excitation de $1,96 \text{ m.s}^{-2}$ à une fréquence de 97 Hz (figure 3.17.h).

Une autre approche consiste à utiliser d'autres matériaux plus souples. L'intégration de matériaux durs à grands coefficients piézoélectriques dans une matrice de matériau plus souple a été étudiée par Yang *et al.* [96] et Opuku *et al.* [95]. Toutefois, les niveaux de puissances ou d'efficacité atteints par cette méthode sont encore insuffisants pour une utilisation concrète.

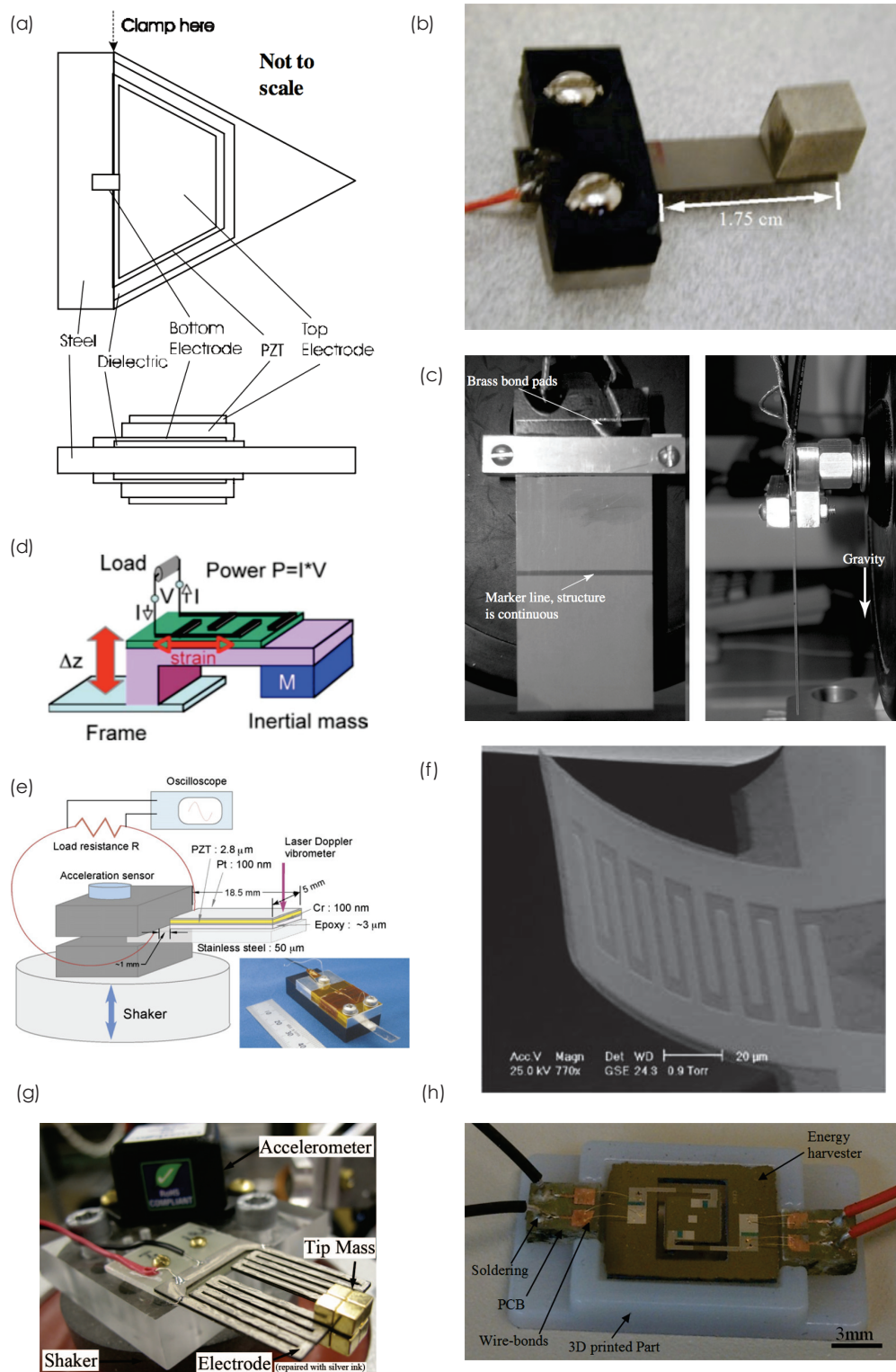


Figure 3.17 – EXEMPLES DE DISPOSITIFS PIÉZOÉLECTRIQUES – (a) Gynne-Jones et al. (b) Roundy et al., (c) duToit et al., (d) Muralt et al., (e) Morimoto et al., (f) Jeon et al., (g) Berdy et al., (h) Rezaeisaray et al..

Les performances des dispositifs piézoélectriques revus ici sont résumées dans le tableau 3.5.

RÉFÉRENCE	VOLUME (mm ³)	FRÉQUENCE (Hz)	ACCÉLÉRATION (m.s ⁻²)	PUISSANCE (μW)	FDM (W.s ³ .m ⁻⁵)
G-Jones – White [82, 85]	46	80,1	(N.D.)	2	(N.D)
Roundy [86]	1000	120	2,5	375	45200
DuToit [87]	1200	107	2,5	586,3	52500
Murali [88]	1	855	14,7	1	24900
Morimoto [89]	92,5	126	5	5,3	1810
Berdy [92]	4036,5	49,7	1,96	118	2380
Rezaeifaray [93]	100	97	1,96	0,136	216

Tableau 3.5 – PERFORMANCES DES GÉNÉRATEURS PIÉZOÉLECTRIQUES PRÉSENTÉS

3.3.4 Choix d'une méthode de transduction

Les différents avantages et inconvénients des différents types de transduction sont résumés dans le tableau 3.6.

TECHNIQUE	AVANTAGES	INCONVÉNIENTS
EM	Méthode robuste et largement employée à l'échelle macro	Faibles tensions de sortie. Miniaturisation difficile
ES	Hautes tensions de sortie. Compatible avec les procédés microélectroniques	Nécessite une source de tension ou charge extérieure. Peu répandues aux grandes échelles
PZ	Hautes tensions de sortie. Méthode simple	Durée de vie et performances limitées par les propriétés du matériau

Tableau 3.6 – COMPARAISON DES TECHNIQUES DE TRANSDUCTION – *Avantages et inconvénients des transductions électromagnétiques (EM), électrostatiques (ES) et piézoélectriques (PZ).*

Wei *et al.* [97] font une revue des trois différentes méthodes de transduction. Ils rappellent notamment l'expression des coefficients de couplage pour chacune des technologies, données dans les équations 3.20, 3.21 et 3.22.

$$\kappa_{EM}^2 = \frac{B^2 l^2}{k_{sp} L} \quad (3.20)$$

$$\kappa_{ES}^2 = \frac{V_{in}^2 C_{max}^2}{V_{in}^2 C_{max}^2 + m \omega^2 z_s^2 C(z_s)} \quad (3.21)$$

$$\kappa_{PZ}^2 = \frac{d_{st}^2 E_Y}{\epsilon_d} \quad (3.22)$$

B est le champ magnétique, L l'inductance de la bobine, k_{sp} la constante de ressort, l est la longueur de la bobine, z_s le déplacement de l'électrode de la capacité variable, V_{in} la tension initiale du

condensateur, C_{max} la capacité maximale atteinte, $C(z_s)$ la capacité de la structure, d_{st} est le coefficient piézoélectrique de déformation, ϵ_d est la constante diélectrique du piézoélectrique et E_Y est le module de Young.

Bien que la méthode électromagnétique reste relativement simple à implémenter, la faible impédance inhérente à cette technique nécessite la conception d'un circuit de puissance capable de rehausser les faibles niveaux de tensions de sortie. De plus, cette méthode de transduction présente l'inconvénient supplémentaire de mal évoluer avec sa miniaturisation. Les deux éléments difficiles à miniaturiser sont la bobine et le matériau magnétique. Les bobines micro sont principalement planaires et possèdent des résistances en série importantes [59, 98]. Le nombre de tours de spires étant limité aux petites échelles, le voltage se trouve restreint. Les matériaux magnétiques déposés par les techniques classiques de microélectronique ne possèdent pas encore de propriétés magnétiques intéressantes pour des applications d'alimentation de noeuds de capteurs [65, 66].

La méthode électrostatique produit un signal avec de hauts niveaux de tensions en plus d'être adaptée aux procédés de micro-fabrication. Toutefois, la nécessité d'utiliser une source électrique extérieure, voire aussi un circuit de contrôle actif rend l'implémentation de cette méthode complexe par comparaison à la méthode piézoélectrique. Bien que les performances de transduction atteintes aux petites échelles soient intéressantes, cette technique perd en efficacité face à la méthode électromagnétique aux plus grandes échelles.

La méthode piézoélectrique a le bénéfice de générer des tensions électriques élevées du fait de la forte impédance des générateurs basés sur cette technique. Cette méthode de transduction est aussi la plus simple à implémenter car elle convertit directement une énergie mécanique en électricité. Le fait que cette transduction soit directe représente aussi le défaut principal de cette technique car ses performances sont dépendantes quasi-exclusivement des propriétés du matériau employé. Comme le montre la revue de la littérature, cette technique peut s'employer à la fois aux grandes échelles (centimètre et plus) qu'aux petites (millimètre et moins).

Considérant des propriétés de chacune des méthodes de transduction, nous avons choisi d'utiliser une méthode de transduction piézoélectrique. La performance d'un transducteur piézoélectrique est certes dépendante des matériaux utilisés mais sa simplicité de développement nous garantit d'être la technologie nous permettant d'obtenir une génération électrique le plus rapidement. L'optimisation des niveaux de puissances obtenus pourra être faite ultérieurement, le but ici étant en priorité de générer un signal électrique.

3.4 Conception d'un transducteur piézoélectrique

En raison de contraintes de temps, nous avons choisi une approche permettant un prototypage rapide et peu coûteux de différentes membranes piézoélectriques. Aussi, dans la suite, nous avons utilisé des buzzers piézoélectriques du commerce [PUI Audio AB4113B] dont un exemplaire est présenté en figure 3.18.

Parmi les modèles de buzzers disponibles, nous avons choisi un modèle bi-couche présentant le rapport section sur épaisseur maximal. De cette manière, nous nous assurons d'utiliser le buzzer le moins rigide à notre disposition. Le buzzer choisi possède un diamètre total ϕ_t de 41 mm, un diamètre utile de 28 mm, une épaisseur totale t_t de 400 μm composée de deux couches de PZT piézoélectrique de 150 μm chacune et d'un disque central de laiton de 100 μm d'épaisseur.

Afin d'adapter la section de cette membrane piézoélectrique à notre tube de verre, une pièce mécanique a été construite par impression 3D. Sa description est faite en figure 3.19.a. Cette pièce permet au tube de déboucher sur une chambre circulaire dont la hauteur correspond au diamètre du tube de verre. Comme montré en figure 3.19.b, la membrane piézoélectrique et la zone de vapeur sont liées par une colonne d'eau ininterrompue.

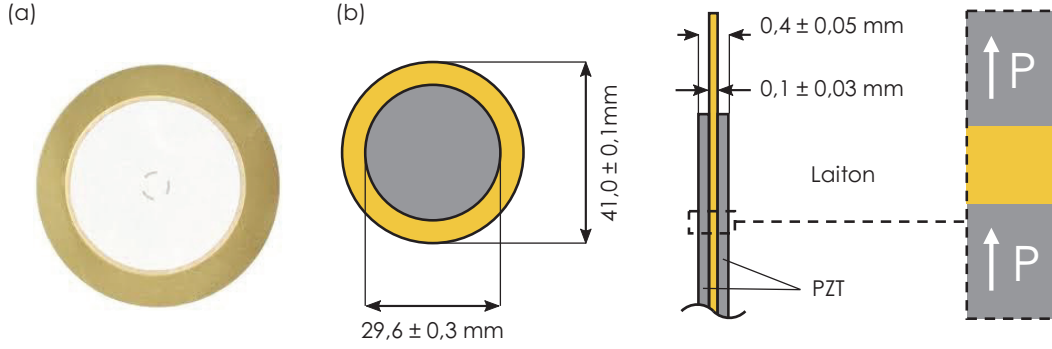


Figure 3.18 – BUZZER PIÉZOÉLECTRIQUE UTILISÉ – (a) Photo d'un buzzer. (b) Dimensions communiquées par le constructeur. Ces membranes se composent d'un disque de laiton central ($e \simeq 100 \mu\text{m}$) dont chacune des faces est recouverte par une couche de piézoélectrique ($e \simeq 150 \mu\text{m}$).

3.4.1 Association de l'oscillateur thermofluidique et de la membrane piézoélectrique

Le couplage mécanique liant notre oscillateur thermofluidique et notre membrane piézoélectrique est présenté en figure 3.20.

Nous montrerons que l'association de notre oscillateur thermofluidique avec notre membrane est équivalente à un système masse ressort amorti dont les paramètres (m_{eq}, k_{eq}, D_{eq}) s'expriment en première approximation selon les équations 3.23, 3.24 et 3.25 (c.f. annexe 3.A).

$$m_{eq} = m_{L,a} + \left(\frac{a}{A}\right)^2 (m_{L,A} + m_M) \quad (3.23)$$

$$k_{eq} = k_V + \left(\frac{a}{A}\right)^2 k_M \quad (3.24)$$

$$D_{eq} = D_a + \left(\frac{a}{A}\right)^2 (D_A + D_M) \quad (3.25)$$

où a désigne la petite section du tube de verre et A la grande section de la membrane piézoélectrique.

3.4.2 Raideur de membrane maximale

Comme vu en section 3.2.2, notre système arrête d'osciller lorsqu'il est chargé avec une raideur supérieure à une valeur seuil déterminée à 10 N.m^{-1} . En tenant compte de l'influence des sections a et A , la raideur maximale $k_{m,max}$ atteignable par notre membrane piézoélectrique est égale à :

$$k_{seuil} = 10 \text{ N.m}^{-1} \Rightarrow k_{m,max} = 0,1 \left(\frac{A}{a}\right)^2 k_{seuil} \simeq 11 \text{ kN.m}^{-1} \quad (3.26)$$

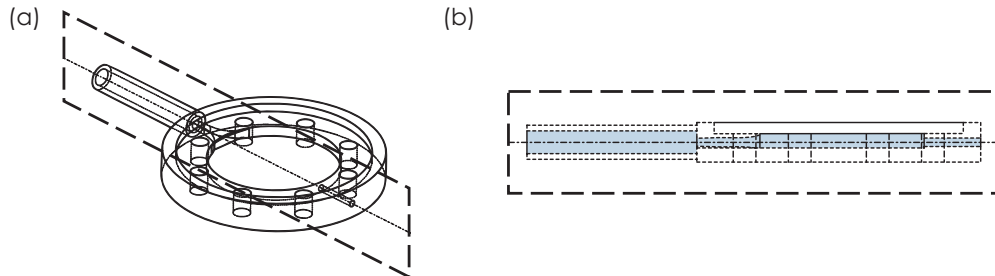


Figure 3.19 – RAQUETTE ADAPTANT LES SECTIONS DU TUBE DE VERRE ET DE LA MEMBRANE PIÉZOÉLECTRIQUE – (a) Vue globale de la pièce. (b) Vue en tranche de la pièce. L'eau est affichée en bleu.

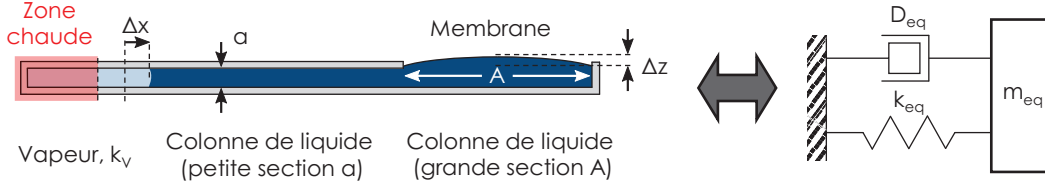


Figure 3.20 – MASSE, RESSORT ET AMORTISSEMENT ÉQUIVALENTS AU SYSTÈME – (a) Association de l'oscillateur thermofluidique et de la membrane piézoélectrique en court-circuit ($V = 0$). (b) Oscillateur (D_{eq}, m_{eq}, k_{eq}) équivalent.

Dans la suite, nos membranes piézoélectriques seront conçues pour avoir une raideur ne dépassant pas 10 % de cette valeur seuil. Ce facteur de sécurité nous assurera du fonctionnement de la membrane piézoélectrique finale.

Une solution doit donc être trouvée pour réduire la raideur de nos membranes.

3.4.3 Nécessité d'une spirale piézoélectrique

Trois solutions se trouvent à notre portée pour réduire la raideur de nos membranes piézoélectriques :

1. modifier les dimensions de notre membrane (*i.e.* réduire l'épaisseur ou augmenter la surface),
2. utiliser un autre matériau piézoélectrique, plus doux et moins rigide comme le PVDF (*c.f.* tableau 3.7),
3. recourir à une autre géométrie que la membrane et concevoir une structure plus souple en conservant l'épaisseur et la surface de la membrane.

Solution 1 : Modification des dimensions de la membrane Une première solution consiste à conserver la géométrie de la membrane pleine. La raideur d'une membrane pleine $k_{m,pleine}$, composée d'un matériau de module d'Young E et de coefficient de Poisson ν s'exprime en fonction de son rayon r_m et de son épaisseur t_m selon l'équation 3.27 [100].

$$k_{m,pleine} = \frac{4\pi}{3} \frac{E}{1-\nu^2} \frac{t_m^3}{r_m^2} \quad (3.27)$$

L'équation 3.27 couplée à l'équation 3.26 nous permet d'exprimer le rayon minimal de la membrane $r_{m,min}$ équivalent à sa raideur maximale en fonction de son épaisseur t_m et du rayon du tube de l'oscillateur thermo-fluidique r_t selon l'équation 3.28.

$$r_m < \underbrace{\left[\frac{4\pi}{3.0, 1k_{seuil}} \frac{E}{1-\nu^2} r_t^4 t^3 \right]^{1/6}}_{r_{m,min}} \quad (3.28)$$

La figure 3.21 montre l'évolution de ce rayon minimal en fonction de l'épaisseur t de la membrane. On suppose un matériau avec un coefficient de Poisson de 0,35 et un module d'Young de 100 GPa (courbe pleine). Les deux courbes en pointillés décrivent le même comportement pour des matériaux de module d'Young de 50 GPa et 150 GPa pour les courbes inférieure et supérieure respectivement. La courbe pleine sépare deux domaines. Le domaine supérieur désigne l'ensemble des couples (rayon, épaisseur) permettant le fonctionnement de notre oscillateur thermo-fluidique. Le domaine inférieur, dans lequel notre buzzer se trouve ($r_m = 14$ mm, $t_m = 400$ μ m), désigne les concepts de membranes trop rigides.

En gardant le rayon de notre buzzer constant, nous devons réduire son épaisseur à 20 μ m. Pour une épaisseur de 400 μ m, le rayon minimal augmente à 6 cm. Le point le plus proche de notre buzzer se situe approximativement à ($t_m = 200$ μ m, $r_m = 4$ cm). Aucun de ces concepts n'étant acceptable, une solution alternative doit être trouvée.

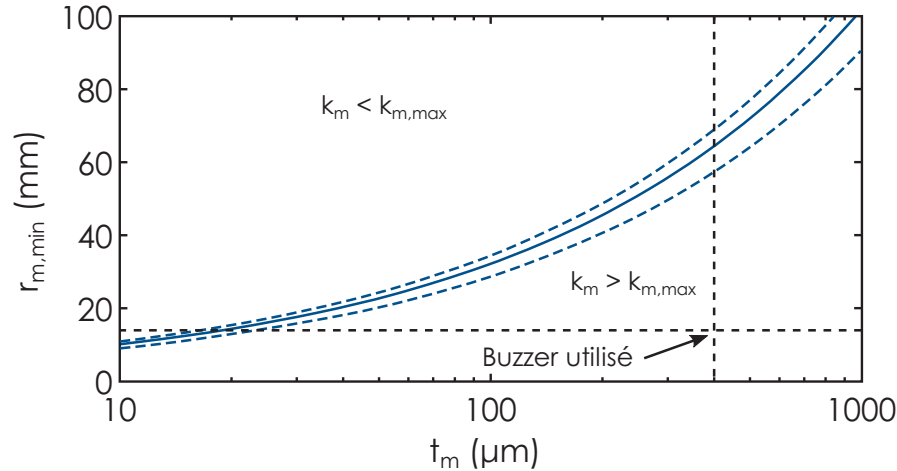


Figure 3.21 – COUPLES [RAYON, ÉPAISSEUR] DE MEMBRANES VALIDES – Le domaine au-dessus de la courbe bleu pleine est le domaine des membranes assez souples pour permettre le fonctionnement de notre générateur. Le buzzer utilisé dans cette étude se situe dans le domaine des membranes trop rigides.

Solution 2 : Modification du matériau piézoélectrique Le tableau 3.7 compare certaines propriétés pertinentes de deux matériaux piézoélectriques : Le PVDF, un matériau piézoélectrique dit mou - et le PZT-5H, un matériau piézoélectrique dit dur.

MATÉRIAU	PZT-5H	PVDF
Module d'Young (GPa)	71	4 - 6
Coefficient de Poisson	0,35	0,34
d_{31} ($pC.N^{-1}$)	-274	18 - 24
d_{32} ($pC.N^{-1}$)	-274	2,5 - 3
d_{33} ($pC.N^{-1}$)	593	-33
ϵ_{33} ($nF.m^{-1}$)	30,1	0,106

Tableau 3.7 – COMPARAISON DES PROPRIÉTÉS DU PVDF ET DU PZT [101]

Le PVDF (PolyVyniliDene Fluoride) est un polymère piézoélectrique possédant un module d'Young plus de 10 fois inférieur à celui du PZT-5H. Ainsi, une membrane constituée de PVDF serait plus souple que sa contrepartie en PZT. Toutefois, on remarque que ses coefficients piézoélectriques (coefficients d_{ij}) sont inférieurs à ceux du PZT par plusieurs ordres de grandeurs. Aussi, l'efficacité de la conversion électromécanique, proportionnelle au coefficient de couplage, sera plus faible en utilisant ce matériau.

Solution 3 : Modification de la géométrie Une dernière solution consiste à changer la structure de membrane pleine contre une autre structure, plus souple. De fait, une membrane tient sa raideur du fait qu'elle est contrainte sur sa périphérie. À titre de comparaison, une poutre simplement supportée sera plus souple, pour une même surface occupée, à épaisseur constante. Toutefois, le facteur de forme d'une poutre implique qu'une dimension sera prédominante sur les deux autres. Cette dernière caractéristique détériore l'intégrabilité d'une telle solution et donc son attrait. Cependant, une solution apparaît lorsqu'on enroule la poutre sur elle-même. En formant une spirale,

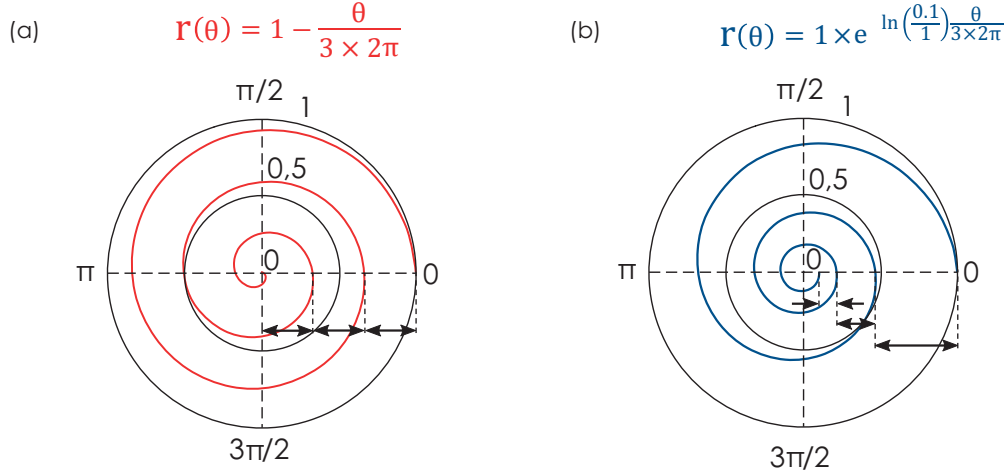


Figure 3.22 – COMPARAISON DES SPIRALES ARITHMÉTIQUES ET LOGARITHMIQUES – (a) Spirale arithmétique. (b) Spirale logarithmique.

on combine la faible empreinte d'une membrane et la souplesse d'une poutre. Cette solution a été utilisée par plusieurs groupes de recherche ayant besoin d'un transducteur électromécanique à la fois souple et peu encombrant [91, 92].

Pour ces raisons, nous décidons de concevoir une spirale piézoélectrique.

3.4.4 Conception des spirales piézoélectriques

La conception des spirales piézoélectriques commence par choisir quel type de spirale nous souhaitons utiliser. Nous présenterons ensuite quels sont les paramètres dont vont dépendre les performances de conversion d'énergie. Finalement, trois configurations intéressantes seront proposées et comparées.

Choix du type de spirales

Les deux principaux types de spirales mathématiques sont d'une part les spirales arithmétiques, plus communément appelées les spirales d'Archimède, et les spirales logarithmiques. Elles sont représentées dans l'espace polaire $[r, \theta]$ en figure 3.22. La particularité des spirales arithmétiques, de formes $r(\theta) = a + b\theta$ est de conserver l'écart entre les points d'intersection d'une droite passant par le centre et les bras de la spirale, écart égal à $2\pi b$. Ce même écart dans le cas des spirales logarithmiques, de forme $r(\theta) = a.e^{b\theta}$, augmente de manière exponentielle en s'éloignant du centre. Dans le cas d'une poutre encastrée, le coefficient de couplage est optimal lorsque la répartition de la contrainte est constante le long de la poutre. Les travaux réalisés dans [82–84] montrent que cette condition de contrainte constante est rencontrée lorsque la section des poutres diminue en s'éloignant de l'encastrement, comme montré en figure 3.23.

Afin de reproduire ce comportement et tenter d'optimiser au maximum la répartition des contraintes le long de la spire, il est donc nécessaire de faire évoluer la section de la spire. Les spires logarithmiques permettant plus facilement de choisir l'évolution de la section le long de la spire, ce sont avec celles-ci que nous choisirons de travailler par la suite.

Paramètres définissant une spirale

Le rayon d'une spirale logarithmique est définie par l'équation 3.29.

$$r(\theta) = a.e^{b\theta} = r_{int}.e^{\frac{\theta}{\theta_f} \ln(r_{ext}/r_{int})} \quad (3.29)$$

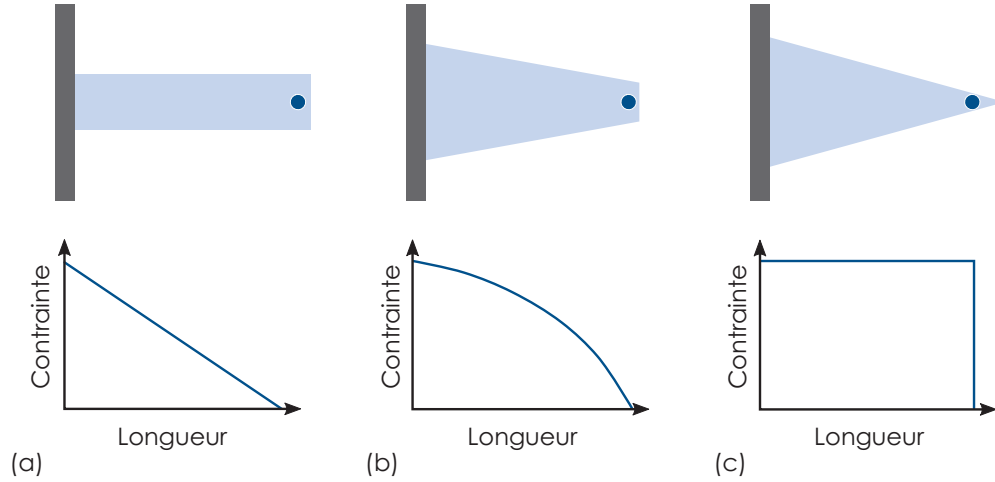


Figure 3.23 – RÉPARTITION DES CONTRAINTES POUR DIFFÉRENTES GÉOMÉTRIES DE POUTRES – (a) Poutre droite. (b) Poutre trapézoïdale. (c) Poutre triangulaire. Figure extraite de [83].

Une spirale est donc décrite par son rayon intérieur r_{int} , son rayon extérieur r_{ext} ainsi que le nombre de tours qu'elle parcourt autour du point central $N_{turns} = \theta_f / 2\pi$. Une spire sera quant à elle définie par deux spirales conjointes s_1 et s_2 . Comme montré en figure 3.24, nous choisissons de paramétrer une spire selon 5 variables :

1. $r_{int} = 1/2(r_{int,1} + r_{int,2})$ le rayon intérieur moyen de la spire,
2. $r_{ext} = 1/2(r_{ext,1} + r_{ext,2})$ le rayon extérieur moyen de la spire,
3. $w_{int} = r_{int,1} - r_{int,2}$ la largeur interne de la spire,
4. $w_{ext} = r_{ext,1} - r_{ext,2}$ la largeur externe de la spire,
5. $N_{turns} = \theta_f / 2\pi$ le nombre de tours autour du centre que la spire effectue

Un sixième paramètre permet de définir totalement la structure : le nombre de spires N_{spires} . Finalement les paramètres de conception de notre transducteur piézoélectrique sont présentés dans le tableau 3.8.

PARAMÈTRE	DÉFINITION
r_{int}	Rayon intérieur de la spire
r_{ext}	Rayon extérieur de la spire
w_{int}	Largeur intérieure de la spire
w_{ext}	Largeur extérieure de la spire
N_{turns}	Nombre de tours
N_{spires}	Nombre de spires

Tableau 3.8 – PARAMÈTRES DE CONCEPTION DE NOS SPIRALES PIÉZOÉLECTRIQUES

Les paramètres de conception étant introduits, nous pouvons maintenant discuter de leurs effets respectifs afin d'introduire trois concepts de transducteurs piézoélectriques pertinents.

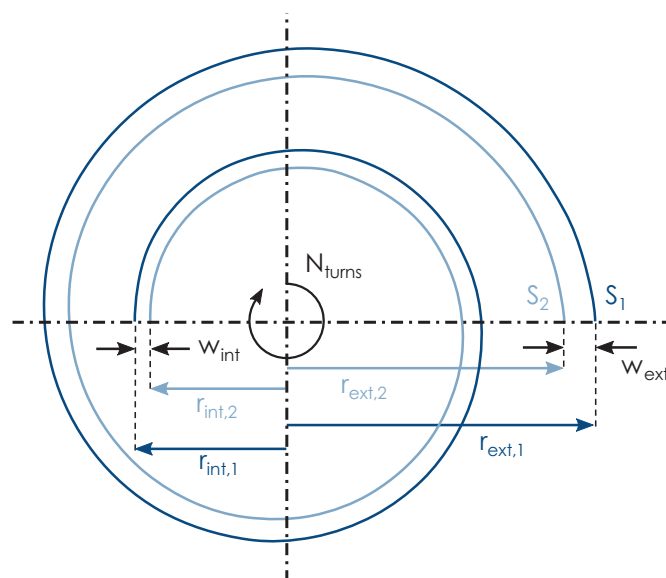


Figure 3.24 – DÉFINITION DES PARAMÈTRES D’UNE SPIRALE – La spirale bleu clair définit la spirale intérieure de la spirale. La spirale bleu foncé désigne la spirale extérieure de la spirale.

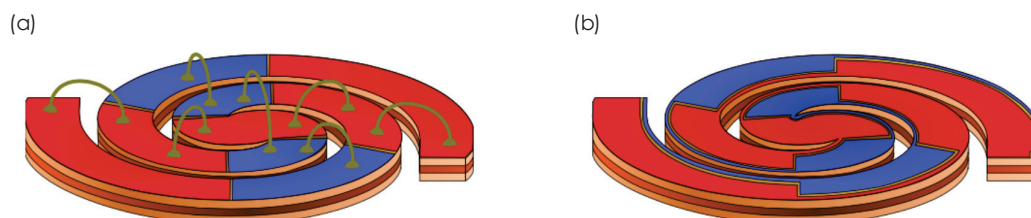


Figure 3.25 – STRATÉGIES DE MISE EN COMMUN DES ÉLECTRODES – (a) Utilisation du wire bonding. (b) Découpe d’un chemin de conduction. L’empilement présenté ici est PZT/Laiton/PZT. Figure extraite de [99].

Influences des paramètres

Nombre de tours Plus une spirale réalise de tours autour de la plateforme centrale, plus elle sera souple. Toutefois, il y aura aussi plus de changement de polarité des charges induites à la surface du piézoélectrique le long de la spirale. Sur chaque face, les électrodes avec la même polarité doivent être liées électriquement entre elles. Pour cela, deux stratégies sont possibles, présentées par M. Deterre dans sa thèse [99].

- Les électrodes sont reliées entre elles par un fil conducteur. Ce fil peut être placé par “wire bonding” (figure 3.25.a).
- Les électrodes sont reliées entre elles par un chemin conducteur tracé à la surface des électrodes (figure 3.25.b).

Afin de garantir l’herméticité de notre transducteur, la dernière étape de fabrication, décrite plus loin dans ce chapitre, fait intervenir l’étalement d’une couche de PDMS à la surface des spires. Cette étape nous empêche d’utiliser une technique de type “wire bonding” sur nos électrodes. La deuxième technique n’a pas été tentée car la largeur des spires des designs à plusieurs tours considérés est du même ordre de grandeur que la largeur de la piste de conduction. Dans la suite, nous nous limiterons donc à des concepts avec peu de tours.

Rayon interne et externe de la spire Pour maximiser la surface utile du piézoélectrique définie par la surface occupée par les spires, le rayon externe des spires doit être maximisé tandis que le rayon interne des spires est à minimiser.

Le rayon externe est limité par le rayon de la surface utile de notre buzzer (14 mm).

Plus le rayon intérieur est réduit, plus la largeur initiale de nos spirales est réduite. La largeur initiale des spirales peut-être réduite jusqu'à atteindre sa valeur minimale, fixée par le procédé de fabrication. Ensuite, le nombre de spires devra être réduit. Ainsi un compromis doit être trouvé entre le rayon interne, la largeur des spires et leur nombre.

Nombre de spires et largeur des spires Pour des spires identiques, l'augmentation du nombre de spires augmente la raideur de la structure. De même, l'augmentation de la largeur d'une spire augmente sa raideur.

Afin de maximiser la surface de transduction utilisée, une réduction du nombre de spires devrait s'accompagner de l'augmentation de la largeur des spires. Ainsi, les effets de ces deux paramètres sur la raideur ont tendance à se compenser.

Néanmoins, nos modélisations par éléments finis ont montré qu'une spire trop large affichera une répartition non-uniforme de contraintes dans sa largeur. On préférera donc développer des concepts avec une largeur de spirale réduite, quitte à multiplier le nombre de spires.

Proposition de concepts de spirales

Dimensions critiques La méthode de fabrication utilisée nous impose certaines contraintes. Ces contraintes s'appliquent sur l'épaisseur des spires et l'espace séparant deux spires voisines. Ainsi, la largeur minimale des spires w_{min} est fixée à 500 μm tandis que l'espace séparant chaque spire de ses voisines est minimisé à 200 μm .

Le rayon extérieur est lui limité par le rayon du disque piézoélectrique. Toutefois, une variabilité importante de la coaxialité entre le disque piézoélectrique et le disque de laiton nous impose de définir une tolérance de 500 μm sur la valeur de ce rayon extérieur. Le rayon extérieur est limité à 14 mm.

Aussi, des emplacements de soudure dédiés à la connectique doivent être prévus. Ces points de soudure occuperont des surfaces de l'ordre du mm^2 dans notre design final.

Définition de trois concepts de spirale pertinents En tenant compte de ces considérations, trois géométries de spirales ont été dimensionnées (figure 3.26). Les dimensions choisies sont présentées dans le tableau 3.9.

CONCEPT	DOUBLE	HEXA	OCTO
r_{int} (mm)	1,25	5,75	5,75
r_{ext} (mm)	12,5	12,5	12,5
e_{int} (mm)	2	0,5	0,5
e_{ext} (mm)	25	1,5	1,5
N_{turns}	1	2/3	1/2
N_{spires}	2	6	8

Tableau 3.9 – GÉOMÉTRIE DES CONCEPTS DE SPIRALES PERTINENTS

Estimation des comportements mécaniques et électriques des structures Un modèle par éléments finis a été développé permettant de décrire le comportement mécanique et électrique de ces

structures. Ce modèle, détaillé en annexe 3.B, nous permet de déduire la raideur des spirales ainsi que la répartition des charges créées sur les faces avant et arrière des spirales piézoélectriques. La raideur des spirales nous permet de valider leur possible association avec l’oscillateur thermofluidique. Le calcul de la répartition des charges électriques formées nous permet d’observer les possibles inversions de charges apparaissant le long des spires. Les électrodes sont alors placées de sorte à réunir les domaines de même polarisations entre eux.

Positionnement des électrodes Les répartitions des charges à la surface des électrodes issues des modélisations des différents concepts sont présentées en figure 3.27. Les électrodes sont découpées au changement de polarité résultant ($V=0$). De cette manière, les charges induites positives seront isolées électriquement des charges induites négatives et ne s’annuleront pas mutuellement, conduisant à un potentiel plus grand développé aux électrodes. Les électrodes sont toutes mises en commun par un anneau périphérique extérieur d’une largeur de 1 mm. Cette dimension ne peut être réduite d’avantage du fait de la précision du procédé de fabrication et des tolérances géométriques des buzzers commerciaux utilisés.

Choix d’un concept de spirale

Une fois les électrodes placées, le coefficient de couplage électromécanique k^2 de chaque concept peut être calculé.

Pour cela, nous utilisons l’équation 3.30 nous permettant de remonter au k^2 à partir des fréquences de résonances de la membrane en configurations de circuits ouvert f_{oc} et fermé f_{sc} :

$$k^2 = \frac{f_{oc}^2 - f_{sc}^2}{f_{oc}^2} \quad (3.30)$$

Les résultats sont présentés dans le tableau 3.10.

CONCEPT	DOUBLE	HEXA	OCTO
k (N.m ⁻¹)	14666	2109	5811
k ² (%)	0,02	0,8	2

Tableau 3.10 – GÉOMÉTRIE DES CONCEPTS DE SPIRALES PERTINENTS

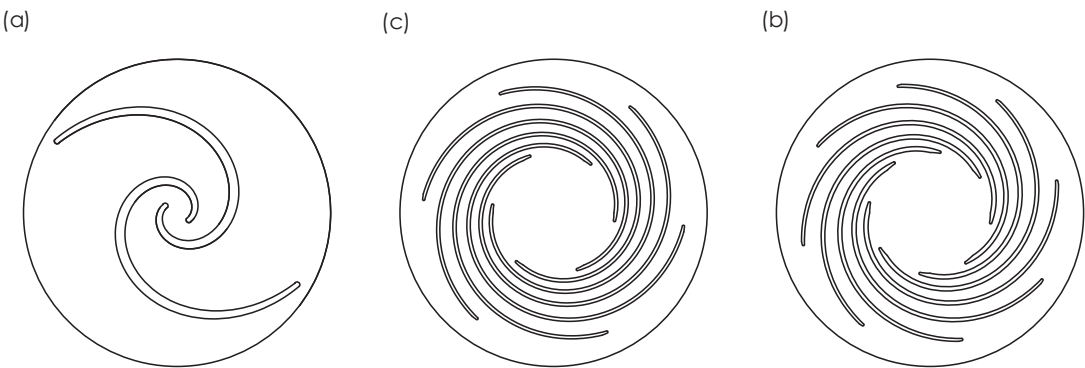


Figure 3.26 – CONCEPTS DE SPIRALES PROPOSÉS – (a) Spirale à deux bras - “Double”. (b) Spirale à six bras - “Hexa”. (c) Spirale à huit bras - “Octo”.

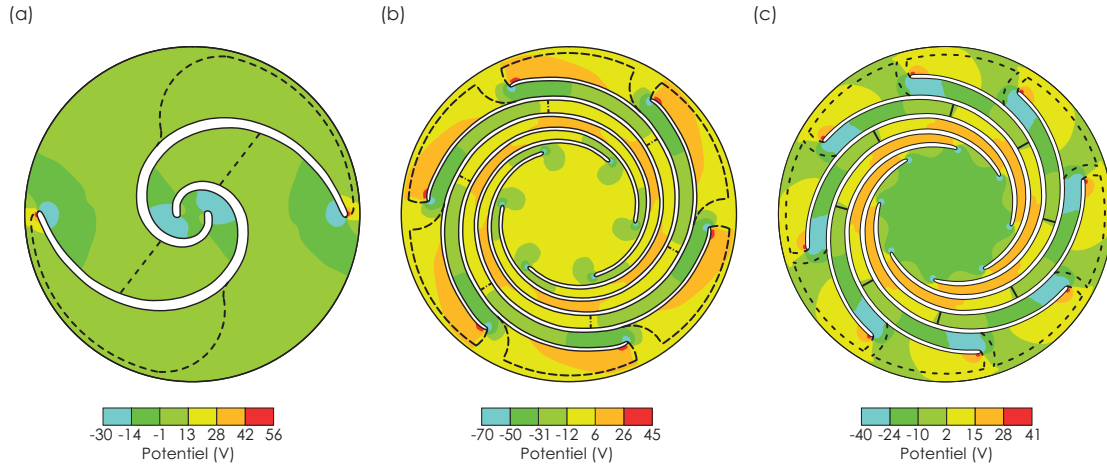


Figure 3.27 – DÉCOUPE DES ÉLECTRODES À LA SURFACE DES SPIRALES – (a) Électrodes de la spirale double. (b) Électrodes de la spirale hexa. (c) Électrodes de la spirale octo.

Le k^2 maximal est obtenu avec le concept huit spires. C'est donc cette membrane que nous choisissons de fabriquer et d'utiliser pour la production d'énergie dans la suite du projet.

On remarque que les k^2 restent relativement faibles comparés aux valeurs habituelles observées pour des poutres droites. Dans le cas d'une poutre droite, toute la contrainte excite la structure en flexion tandis que dans le cas d'une spirale, une portion de la contrainte exercée sur la structure excite un mode en torsion. Ce mode de torsion génère des charges de polarités opposées à celles générées par les modes de flexion et dégrade le couplage électromécanique de la structure.

3.5 Fabrication du transducteur piézoélectrique

3.5.1 Choix d'une méthode de fabrication

Les buzzers piézoélectriques, fournis par PUI Audio Inc., sont composés d'un disque central en laiton de $100\ \mu\text{m}$. Deux couches de $150\ \mu\text{m}$ de piézoélectrique sont déposées sur ce disque. Enfin, à la surface du piézoélectrique, une électrode de Nickel/Cuivre de quelques centaines de nanomètres est présente. La nature céramique des piézoélectriques utilisés nous limite dans les méthodes de fabrication possibles. En effet, compte tenu des dimensions à obtenir et de la dureté de la céramique, un usinage mécanique détériorerait la céramique en la fracturant dans son volume.

L'usinage laser a alors été envisagé comme solution alternative. Un groupe de l'université de Cornell [102] utilise cette approche avec succès et parvient à micro-usiner des structures piézoélectriques aux dimensions similaires aux nôtres sans perte des propriétés piézoélectriques. Disposant du même outil utilisé par ce groupe au 3IT, la fabrication de nos spirales a été menée avec un graveur laser de LPKF [103].

Définition des paramètres d'usinage La figure 3.28 présente les différents usinages à effectuer.

- usinage d'une croix d'alignement entre la face avant et la face arrière,
- usinage des spires au travers de toute l'épaisseur de la membrane,
- usinage des électrodes à la surface du piézoélectrique,
- usinage des trous de fixation dans l'anneau de laiton.

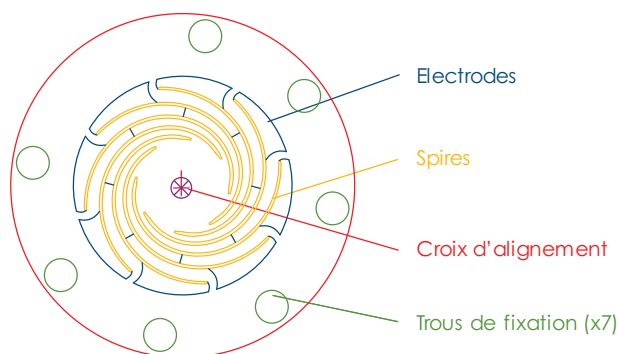


Figure 3.28 – CONTOURS DES STRUCTURES À USINER AU LASER

La première étape consiste à trouver les paramètres laser permettant de réaliser chacune de ces structures. Les paramètres sur lesquels nous avons joué sont le nombre de passes du laser, la vitesse de passe du laser et enfin la profondeur de “focus” du laser. Les paramètres utilisés pour chacune des structures sont présentés en annexe 3.C.

Alignement de la membrane avec l’outil laser Lors de l’usinage, nous avons besoin d’une méthode d’alignement de l’outil laser avec la membrane piézoélectrique à usiner. Pour cela, nous avons réalisé un support en FR4. Comme décrit en figure 3.29, ce support est un cadre carré dans lequel est taillée une ouverture du diamètre de la membrane à usiner. De plus, des motifs d’alignement sont placés aux quatre coins du support. Ainsi construit, ce support permet de réaliser l’alignement entre l’outil laser et la membrane.

3.5.2 Procédé de fabrication

Le procédé de fabrication des spirale est détaillé dans la figure 3.30. Il procède en deux phases. Pendant la première phase, la face avant de la spirale est usinée. Après avoir retourné le buzzer, la face arrière est usinée pendant la deuxième phase. Un alignement est nécessaire après avoir retourné le buzzer.

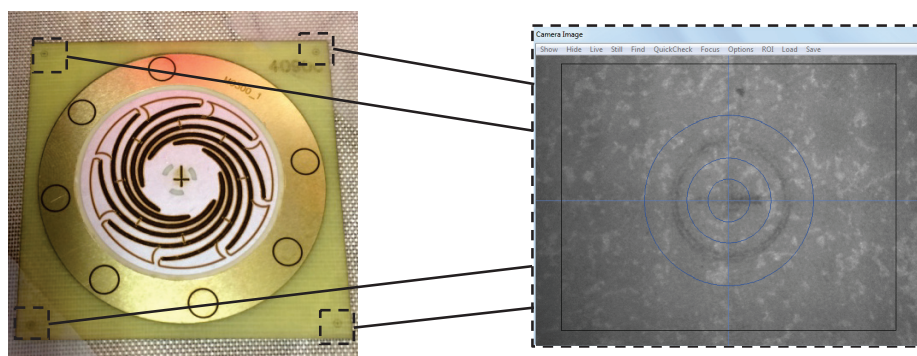


Figure 3.29 – PATRON D’ALIGNEMENT UTILISÉ – Les marques d’alignement sont placées aux quatre coins du patron d’alignement. Le buzzer (ici en fin d’usinage) s’insère dans l’orifice central.

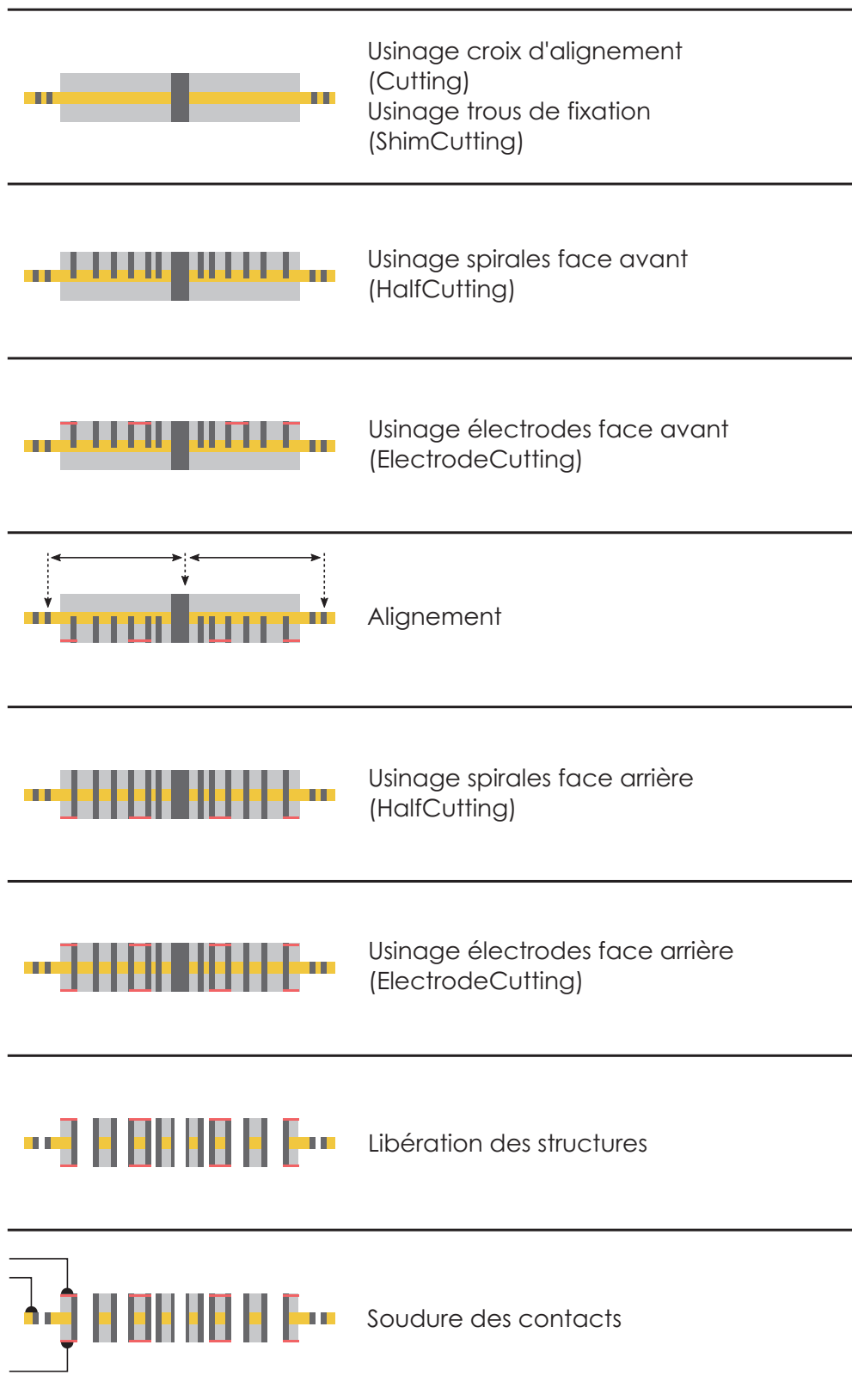


Figure 3.30 – PROCÉDÉ DE FABRICATION DES SPIRALES

Usinage de la croix d'alignement Les paramètres *Cutting* sont utilisés lors de cette étape. Cette croix servira pour réaligner les structures avec le laser après avoir retourné le buzzer.

Usinage des trous de fixation Les paramètres *ShimCutting* sont utilisés lors de cette étape. Les trous de fixation seront aussi utilisés pendant l'alignement opéré au début de l'usinage de la face arrière.

Usinage des spirales en face avant Les paramètres *HalfCutting* sont utilisés lors de cette étape. L'usinage n'a lieu que sur la moitié de l'épaisseur du buzzer. Un usinage au travers de l'épaisseur totale du buzzer est réalisable mais dégrade d'avantage le matériau piézoélectrique.

Usinage des électrodes en face avant Les paramètres *ElectrodeCutting* sont utilisés lors de cette étape. À l'issue de cette étape, l'usinage en face avant est terminé.

Retournement du buzzer Le buzzer est retourné. Pour s'assurer que l'usinage des spirales en face arrière est bien aligné avec les lignes de découpe des spirales en face avant, un alignement est opéré. Pour cela, nous utilisons la croix centrale et les trous de fixation. Ensemble, ces structures nous permettent un alignement rectiligne en (X,Y) et un alignement de l'orientation angulaire θ .

Usinage des spirales en face arrière Les paramètres *HalfCutting* sont utilisés lors de cette étape. À l'issue de cette étape, les spirales sont usinées au travers de l'épaisseur totale du buzzer.

Usinage des électrodes en face arrière Les paramètres *ElectrodeCutting* sont utilisés lors de cette étape. À l'issue de cette étape, l'usinage en face arrière est terminé.

Libération des structures Une fois l'usinage terminé, le matériau piézoélectrique ne faisant pas parti du design est encore présent sur la membrane. Bien qu'il soit mécaniquement dissocié de la spirale piézoélectrique, une manipulation extérieure est nécessaire afin de retirer ce matériau. Ceci est fait à l'aide d'un microscope et de micro-pinces.

Nettoyage des buzzers usinés Une étape de nettoyage par ultrason était originalement effectuée. Toutefois, cette étape entraînait la perte de matériau piézoélectrique. L'étape de nettoyage a donc été retirée du procédé de fabrication.

Vérification des électrodes Les résistances entre les différentes zones d'électrodes sont vérifiées à l'aide d'un multimètre. La découpe des électrodes est jugée satisfaisante lorsque la résistance entre deux zones séparées électriquement est supérieure à la dizaine de $M\Omega$.

Soudure des contacts électriques Des fils permettant de connecter la spirale sur une charge électrique sont soudés sur les électrodes des faces avant et arrière. Un fil est soudé sur le laiton, servant de masse électrique.

Les spirales ainsi réalisées sont montrées en figure [3.31](#).

Réalisation femto-seconde Comme observé par Nadig et al. [102], l'usinage laser peut entraîner un échauffement du matériau piézoélectrique. Si l'échauffement est tel qu'il permet le dépassement de la température de Curie du matériau, ce dernier perdra l'alignement de ses dipôles diélectriques et ainsi ses propriétés piézoélectriques.

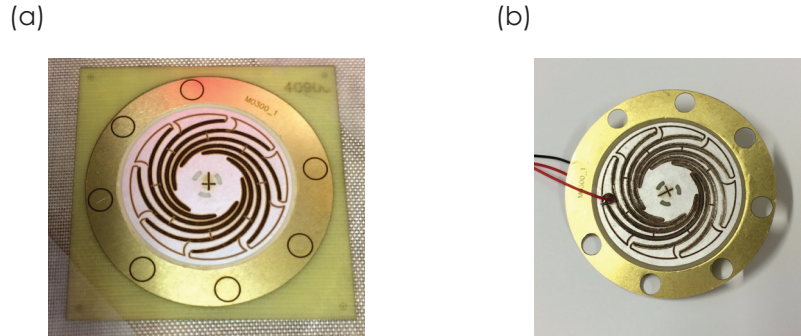


Figure 3.31 – SPIRALE RÉALISÉE PAR MICRO USINAGE LASER

Afin d'estimer l'effet de notre procédé de fabrication sur les propriétés piézoélectriques de notre matériau, nous avons réalisé les mêmes spirales piézoélectriques en utilisant cette fois un laser femto-seconde de l'Institut d'Électronique, de Microélectronique et de Nanotechnologies (IEMN). Ce type de laser tient son nom de la durée extrêmement brève des pulses laser utilisés pendant la découpe. À titre de comparaison, la méthode de fabrication développée à l'Université de Sherbrooke utilisait un laser pulsé à 70 kHz. La constante de temps associée à cette fréquence est de $14,4 \mu s$. Dans la suite, ces deux méthodes de fabrication seront nommées de la manière suivante :

- Procédé Micro : désigne le procédé de fabrication développé à l'Université de Sherbrooke utilisant un laser à 70 kHz,
- Procédé Femto : désigne le procédé de fabrication utilisé à l'IEMN avec un laser femto-seconde.

Ces spirales issues du procédé Femto sont montrées en figure 3.32.

Dans la suite, les spirales Femto désigneront les spirales fabriquées à partir du procédé Femto de l'IEMN tandis que les spirales Micro désigneront les spirales issues du procédé Micro de l'Université de Sherbrooke.

3.6 Caractérisation du transducteur piézoélectrique

Dans cette section, nous évaluons les performances de nos spirales piézoélectriques. Nous commencerons par présenter les méthodes de caractérisation des spirales. Celles-ci seront testées en deux temps. Tout d'abord, leurs caractéristiques électro-mécaniques seront évaluées à l'issue de leur fa-

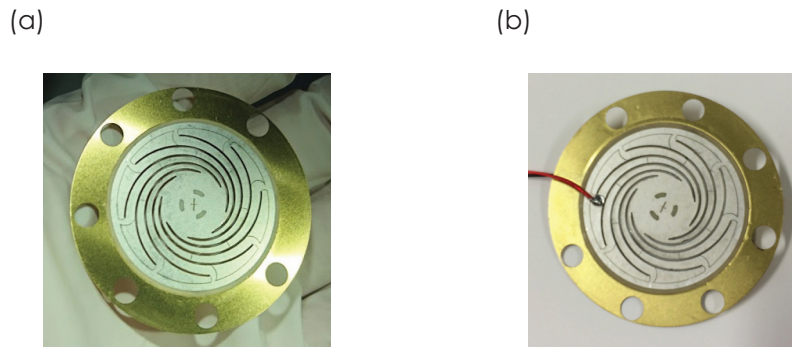


Figure 3.32 – SPIRALE RÉALISÉE PAR USINAGE AU LASER FEMTO-SECONDE

brication. Dans un deuxième temps, elles seront recouvertes d'un film de polymère afin de pouvoir être intégrées à l'oscillateur thermo-fluidique. Une fois le générateur thermo-électrique assemblé, ses performances de génération de puissance seront présentées.

3.6.1 Méthode de caractérisation

La méthode de caractérisation employée est identique à celle proposée par Badel et al. [104]. Comme montré en figure 3.33, un transducteur piézoélectrique peut être caractérisé à l'aide de 6 paramètres :

- k : la raideur de court-circuit,
- D : le coefficient d'amortissement mécanique,
- M : la masse dynamique équivalente,
- α : le coefficient de force électromécanique,
- C_p : la capacité électrique,
- R_p : la résistance parasite parallèle.

Le comportement d'un tel système est décrit par les deux équations 3.31 et 3.32.

$$M\ddot{x} + D\dot{x} + kx + \alpha V = M\ddot{y} \quad (3.31)$$

$$i = \alpha\dot{x} - C_p\dot{V} - R_pV \quad (3.32)$$

Les six paramètres caractérisant notre piézoélectrique seront déterminés grâce à deux mesures.

Mesure d'admittance Représentant l'inverse de l'impédance, l'admittance caractérise la faculté d'un composant à absorber un courant I par l'application d'un potentiel V à ses bornes. Dans le cas considéré ici, l'admittance Y_{th} du transducteur piézoélectrique s'exprime selon l'équation 3.33.

$$Y_{th} = -\frac{I}{V} = j\omega C_p \left(1 - \frac{2j\zeta_e}{\Omega} + \frac{\kappa^2}{1 + 2j\Omega\zeta_m - \Omega^2} \right) \quad (3.33)$$

où $\Omega = \omega/\omega_0$ désigne la pulsation réduite.

Un code Matlab, réalisé par Adrien Badel, permet de déterminer la valeur des 5 paramètres dont dépend Y_{th} de manière à faire coïncider une courbe théorique sur une courbe expérimentale issue des mesures d'admittance. Ces 5 paramètres sont définis à partir des 6 paramètres originaux selon :

- $\omega_0 = \sqrt{k/M}$ désigne la pulsation naturelle du transducteur piézoélectrique en court-circuit,

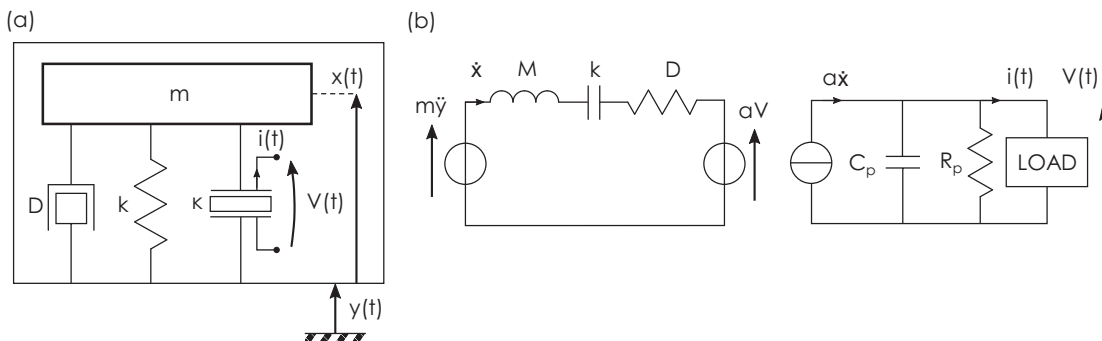


Figure 3.33 – CIRCUIT ÉQUIVALENT D'UN ÉLÉMENT PIÉZOÉLECTRIQUE – (a) Circuit équivalent mécanique. (b) Circuit équivalent électrique. Le domaine mécanique est à gauche tandis que le domaine électrique est représenté à droite.

- $\kappa^2 = \alpha^2 / (kC_p)$ désigne le rapport entre l'énergie électrostatique et l'énergie mécanique élastique stockées dans le système. Il s'agit du coefficient de couplage utilisé dans la section 3.3.4,
- $\zeta_m = D / (2\sqrt{kM})$ désigne le facteur d'amortissement mécanique,
- $\zeta_e = 1 / (2R_p C_p \omega_0)$ désigne le facteur d'amortissement électrique,
- C_p : la capacité électrique.

Mesure de réponse électromécanique Afin de déterminer l'ensemble des six paramètres caractérisant le transducteur piézoélectrique, une deuxième mesure est nécessaire. On mesure la réponse mécanique X de la membrane en fonction du potentiel V appliqué à ses bornes sans application de forces mécaniques extérieures F . On montre que cette fonction de transfert H_{XV} s'exprime selon l'équation 3.34.

$$H_{XV} = \left(\frac{X}{V} \right)_{F=cst} = \underbrace{\frac{\alpha}{k}}_{H_{XV,0}} \left(\frac{1}{1 + j\Omega/Q_m - \Omega^2} \right) \quad (3.34)$$

Cette fonction de transfert s'exprime en fonction de trois paramètres :

- $H_{XV,0} = \alpha/k$ représente la réponse statique de notre transducteur,
- $Q_m = 1/2\zeta_m$ représente le facteur de qualité mécanique du transducteur,
- ω_0 représente la pulsation de résonance du transducteur.

Parmi ces trois paramètres, deux sont en commun avec la mesure d'admittance (Q_m et ω_0). La mesure de $H_{XV,0}$ nous permet de déterminer l'ensemble des six paramètres caractérisant le transducteur piézoélectrique.

3.6.2 Bancs de test utilisés

Les mesures d'admittance ont été réalisées à l'aide d'un analyseur de réseau Agilent Technologies E5061B. La membrane est fixée sur un support en aluminium de manière à être maintenue sur une circonférence de 30 mm. Ce test est présenté en figure 3.34.

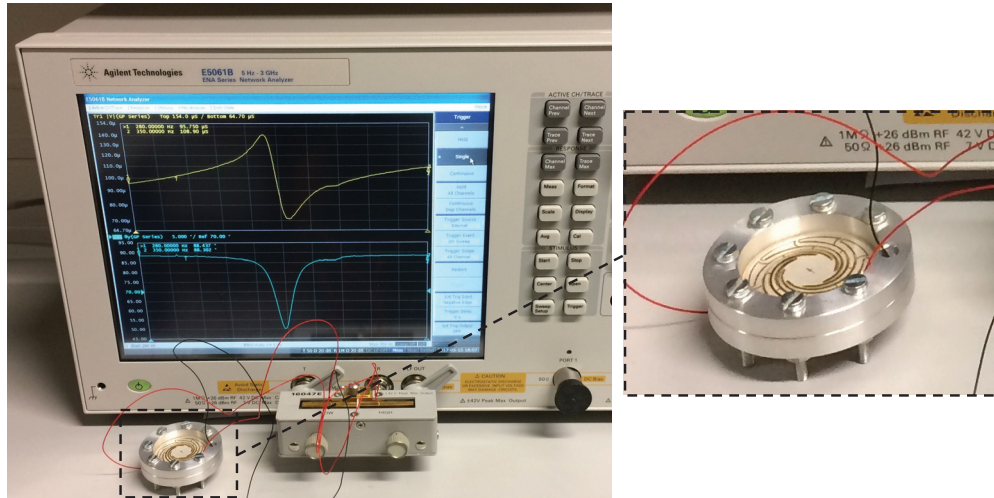


Figure 3.34 – BANC DE MESURE DE L'ADMITTANCE DES SPIRALES FABRIQUÉES – *Mesure du module (courbe jaune, haut) et de la phase (courbe bleue, bas) de l'admittance d'une spirale piézoélectrique. La structure mécanique maintenant la spirale fixe est montrée plus en détail dans le cadre de droite.*

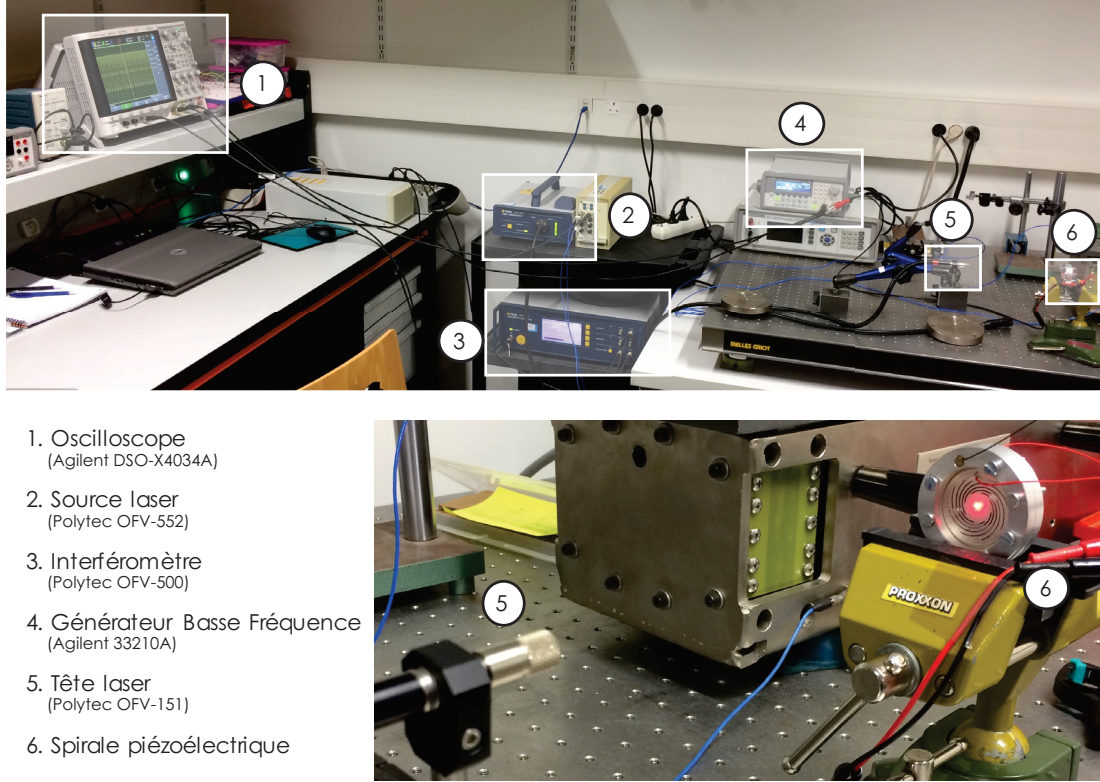


Figure 3.35 – BANC DE MESURE DE LA FONCTION DE TRANSFERT H_{XV} – Une source basse fréquence excite la spirale piézoélectrique. Le mouvement mécanique résultant est mesuré par vibrométrie laser.

Une fois les mesures d'admittance terminées, les points expérimentaux alimentent un programme Matlab permettant la comparaison de l'expérience avec le modèle théorique. Une courbe théorique est ainsi identifiée à partir de la courbe expérimentale pour chacune des mesures (phase et module) par la méthode des moindres carrés. Les programmes Matlab utilisés sont présentés en annexes 3.D et 3.E.

La mesure de la fonction de transfert H_{XV} est effectuée à l'aide du banc de test présenté en figure 3.35. Le signal électrique est produit par un générateur basse fréquence ($f < 1$ kHz). La réponse mécanique de la spirale piézoélectrique est mesurée à l'aide d'un vibromètre laser.

3.6.3 Résultats des caractérisations

Une seule membrane de chaque type est caractérisée ici. Bien que ces mesures nous permettent de valider la conformité de notre procédé, ces mesures doivent être répétées sur d'autres dispositifs afin de confirmer nos conclusions de manière complète et totale.

Mesures d'admittance

Les mesures d'admittance effectuées sur chacune des spirales sont présentées en figure 3.36. Les coefficients théoriques utilisés pour la construction de la courbe théorique sont résumés dans le tableau 3.11. L'écart ε_{rr} des performances P_i entre les spirales Femto et Micro est calculé avec la spirale Femto comme référence selon :

$$\varepsilon_{rr} = \frac{P_{Femto} - P_{Micro}}{P_{Femto}}$$

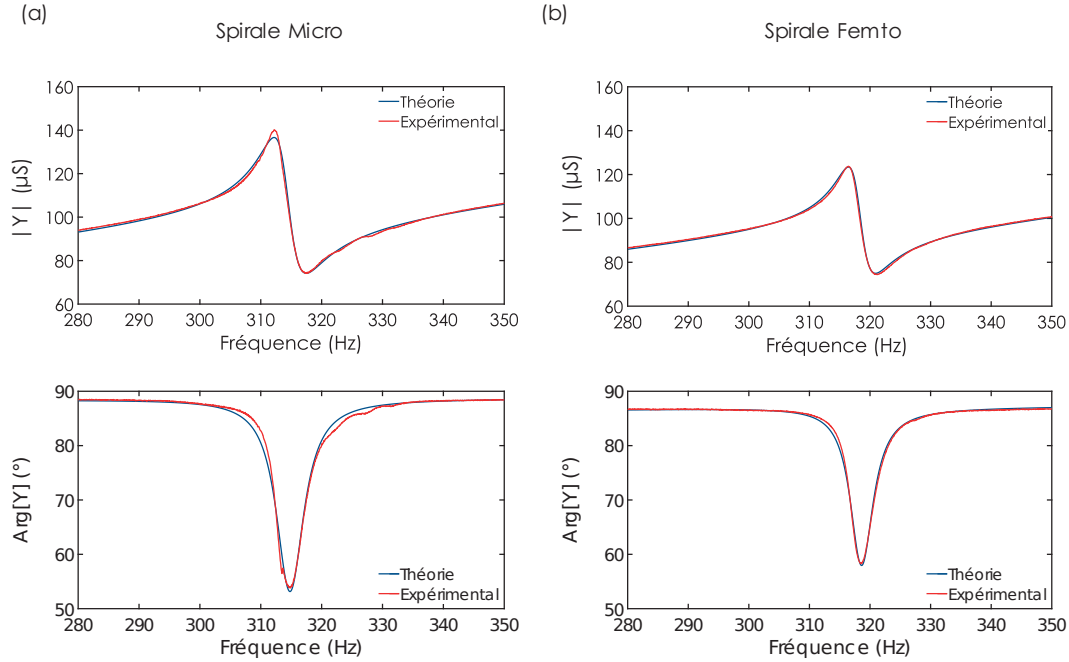


Figure 3.36 – MESURES D'ADMITTANCE - MODULE ET PHASE – (a) Mesures de la spirale Micro. (b) Mesures de la spirale Femto.

SPIRALE	f_0 (Hz)	κ^2 (%)	Q_m	ζ_e	C_p (nF)
MICRO	314	1,05	61,2	0,012	50,3
FEMTO	318	0,73	72,6	0,026	47,2
ÉCART (%)	1,26	45,3	18,6	109	6,12

Tableau 3.11 – PARAMÈTRES DU MODÈLE DE Y_{th}

On remarque en premier lieu que les coefficients expérimentaux issus des mesures d'admittance sont similaires pour chacune des spirales. On note même un meilleur facteur de couplage κ^2 dans le cas de la spirale Micro. On déduit de ces mesures que le procédé Micro n'induit pas plus de dommage dans la structure piézoélectrique que le procédé Femto. La meilleure performance de transduction de la part de la spirale Micro doit être confirmée par d'avantage de tests.

Mesures de la fonction de transfert H_{XV}

Les mesures de la fonction de transfert H_{XV} sont montrées en figure 3.37.

En utilisant un code similaire à celui utilisé dans le cas de l'admittance, nous sommes en mesure de déterminer les paramètres ($H_{XV,0}$, Q_m et ω_0) du modèle les plus proches des mesures expérimentales. Ce faisant, nous obtenons les résultats affichés dans le tableau 3.12.

On note que les fréquences de résonances restent les mêmes entre les deux mesures Y et H_{XV} . On remarque aussi que le facteur de qualité est inférieur lors de la mesure de H_{XV} par rapport à la mesure d'admittance. Cela peut être dû à une excitation en voltage plus forte lors de la mesure de la fonction

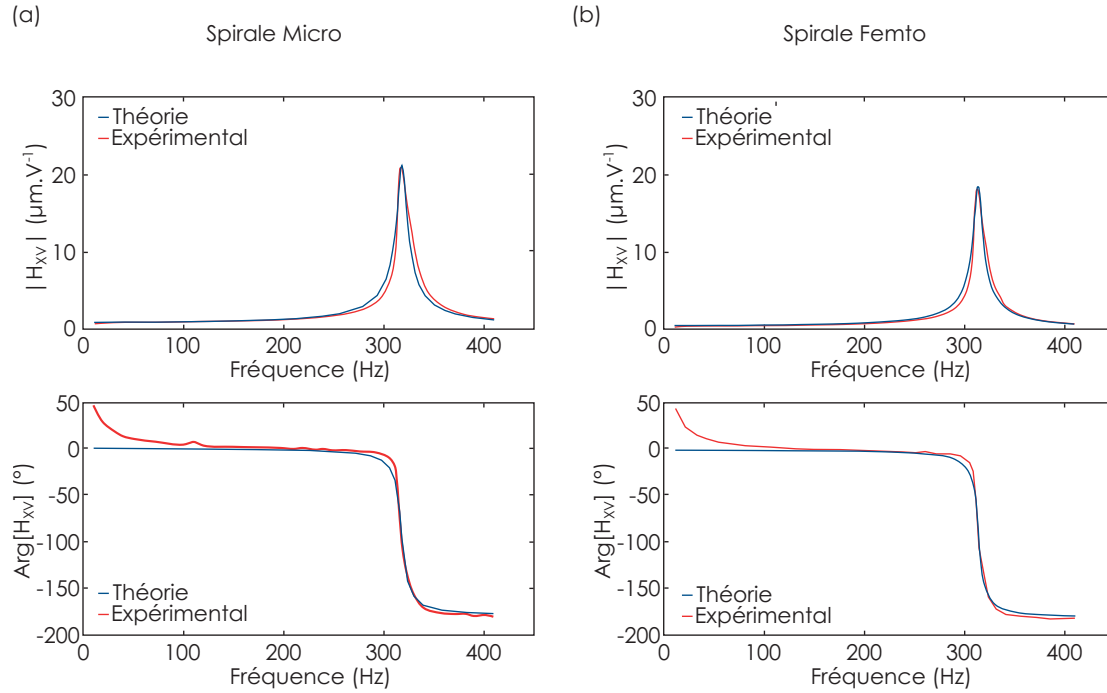


Figure 3.37 – MODULE ET PHASE DE LA FONCTION DE TRANSFERT H_{XV} – (a) Mesures de la spirale Micro. (b) Mesures de la spirale Femto.

de transfert H_{XV} . À la résonance, la membrane rentrerait alors dans son régime non-linéaire et son facteur de qualité mécanique apparent diminuerait en conséquence.

SPIRALE	$H_{XV,0}$ ($\mu\text{m.V}^{-1}$)	Q_m	f_0 (Hz)
MICRO	0,627	33	318
FEMTO	0,506	36	314
ÉCART (%)	6,12	8	1,38

Tableau 3.12 – PARAMÈTRES DU MODÈLE DE XV

Pour cette raison, nous choisissons dans la suite d'utiliser les facteurs de qualité issus de la mesure de l'admittance des spirales.

Finalement, une fois ces mesures effectuées, nous sommes capables d'estimer les six paramètres définissant le comportement de notre transducteur piézoélectrique selon :

1. $C_p = C_p$
2. $R_p = 1/(2\zeta_e C_p \omega_0)$
3. $\alpha = \kappa^2 C_p / H_{XV,0}$
4. $k = \alpha / H_{XV,0}$
5. $m = k / \omega_0^2$
6. $D = \sqrt{km} / Q_m$

Ces paramètres sont résumés dans le tableau 3.13.

On remarque que les valeurs de capacités C_p , raideurs k , masses m et coefficients d'amortissement

SPIRALE	C_p (nF)	R_p (k Ω)	α ($\mu N.V^{-1}$)	k (N.m $^{-1}$)	m (mg)	D (g.s $^{-1}$)
MICRO	50,3	396	504	1346	346	22,2
FEMTO	47,2	200	676	1336	344	18,5
ÉCART (%)	6,5	99	25	0,9	5,5	21

Tableau 3.13 – PARAMÈTRES PIÉZOÉLECTRIQUES DE NOS TRANSDUCTEURS ÉLECTROMÉCANIQUES

D sont similaires. Toutefois, les valeurs des résistances parasites R_p et des coefficients électromécaniques α sont différentes. Bien que ces mesures doivent être reproduites sur d'autres spirales afin de prendre en compte la dispersion du procédé de fabrication, nous pouvons conclure que notre procédé de fabrication Micro permet de réaliser des spirales piézoélectriques sans endommager leurs propriétés matériaux.

De plus, nous notons une différence notable entre ces valeurs de raideurs obtenues expérimentalement ($\simeq 1340 \text{ N.m}^{-1}$) et les valeurs prévues par la théorie (c.f. tableau 3.10 - 5811 N.m^{-1}). Bien que nous obtenions le même ordre de grandeur, cette différence pourrait s'expliquer par la différence du type d'encastrement entre les deux cas. Aussi, dans le cas expérimental, une plus grande surface peut entrer en mouvement, le buzzer étant maintenu par un anneau de 32 mm de diamètre intérieur (contre 30 mm dans la théorie).

Finalement, la valeur de la raideur de membrane obtenue est bien inférieure au critère de raideur maximale $k_{m,max} = 11 \text{ kN}$.

3.6.4 Intégration du transducteur à l'oscillateur thermofluidique

Avant de pouvoir intégrer les spirales piézoélectriques réalisées, ils nous faut rendre nos transducteurs hermétiques. Pour cela, nous utilisons un polymère, le PolyDiMéthyleSiloxane (PDMS) fourni par Dow Corning.

Préparation du PDMS Le PDMS est conçu en mélangeant deux substances. La première sert de base tandis que la seconde sert d'agent durcissant. Une fois préparé, le PDMS prend entre 24 h et 48 h pour se figer.

On mélange 1 g de base avec 0,1 g de durcissant (10 : 1) $_{mass}$. Une fois cette solution homogène, elle est passée sous cloche afin de retirer les bulles d'air piégées. Le PDMS est appliqué à la surface du transducteur et étalé en utilisant une lame de verre. On prend soin de bien recouvrir les espaces entre les spires. Malheureusement, la technique actuellement employée ne permet pas de contrôler l'épaisseur du film de PDMS résultant. Les films déposés mesurent entre 80 μm et 150 μm .

Les propriétés du PDMS sont listées dans le tableau 3.14 [105]. À titre de comparaison, le module d'Young du PZT ou du laiton se situe entre plusieurs dizaines et la centaine de GigaPascals. Pour les mêmes matériaux, le coefficient de Poisson se situe à 0,35.

Étude de l'ajout d'une couche de PDMS - Herméticité L'effet de l'addition d'un film de PDMS sur les structures a aussi été étudié. Les mesures de la fonction de transfert H_{XV} - avant et après addition du PDMS - sont reportées en figure 3.38.

Les valeurs données par le modèle équivalent à la courbe PDMS sont affichées dans le tableau 3.15. On remarque que le facteur de qualité mécanique est drastiquement réduit et que la fréquence de résonance a pratiquement doublé. En considérant que le coefficient électromécanique α reste constant

PROPRIÉTÉ	PDMS [105]	LAITON [106]	PSI-5A4E [107]
Densité ($kg.m^{-3}$)	970	8500	7800
Module d'Young (GPa)	5.10^{-4}	97	52
Coefficient de Poisson	0,5	0,31	0,35

Tableau 3.14 – PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DU PDMS, LAITON ET PZT – En comparant les propriétés mécaniques du PDMS par rapport à celles du PZT et du laiton, on remarque que le PDMS est bien plus léger et qu'il se déforme plus facilement.

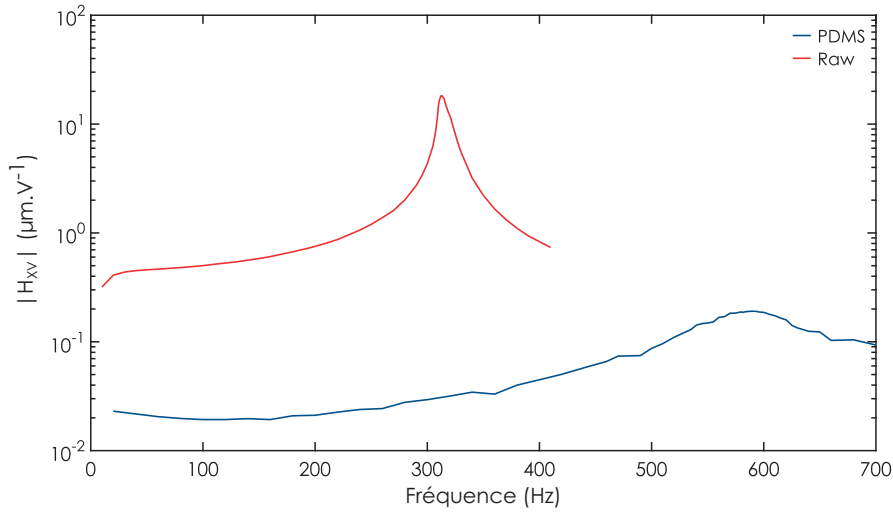


Figure 3.38 – EFFET DU PDMS SUR LE MODULE DE LA FONCTION DE TRANSFERT H_{XV} – (a) Avant addition du PDMS (Courbe rouge) (b) Après addition du PDMS (courbe bleue).

SPIRALE	$H_{XV,0}$ ($\mu m.V^{-1}$)	Q_m	f_0 (Hz)
FEMTO _{original}	0,506	36,7	314
FEMTO _{PDMS}	0,026	7,78	617

Tableau 3.15 – PARAMÈTRES DU MODÈLE DE H_{XV} – Mesures réalisées sur la spirale Femto avec PDMS et comparées avec la spirale Femto originale (sans PDMS).

avant et après l'ajout du PDMS, nous pouvons estimer la nouvelle valeur de la raideur. La connaissance de cette nouvelle raideur couplée à celle de la nouvelle fréquence de résonance nous permet alors de déterminer la nouvelle masse effective de la membrane. Le coefficient d'amortissement mécanique D pourra alors être extrait de la nouvelle valeur du facteur de qualité mécanique.

Ces nouvelles valeurs sont listées dans le tableau 3.16

L'ajout d'un film de PDMS a pour effet de raidir significativement la structure en plus d'ajouter une nouvelle source de pertes mécaniques.

Bien que le PDMS soit un matériau plus souple que ceux constituant la spirale, cette augmentation de la raideur est due au fait qu'une nouvelle géométrie (membrane pleine) est formée. Cette géométrie est la seule nous permettant d'obtenir un transducteur hermétique. La raideur finale de notre transducteur se situe certes au dessus de la valeur maximale $k_{m,max}$ de $11 kN.m^{-1}$ mais bien en dessous

SPIRALE	C_p (nF)	R_p (k Ω)	α ($\mu N.V^{-1}$)	k (N.m $^{-1}$)	m (mg)	D (g.s $^{-1}$)
FEMTO _{original}	47,2	200	676	1336	344	18,5
FEMTO _{PDMS}	47,2	200	676	25900	1720	858

Tableau 3.16 – PROPRIÉTÉS DES TRANSDUCTEURS FEMTO AVEC ET SANS PDMS – L'ajout d'un film de PDMS a pour effet d'augmenter la raideur et les pertes mécaniques de manière significative.

de la valeur critique (sans facteur de sécurité de 10 %) égale à 110 kN.m $^{-1}$. Étant donné la grande variabilité de notre procédé d'étalement du PDMS sur nos spirales, ce facteur de sécurité de 10 % s'avère nécessaire.

Ce film PDMS absorbe aussi de l'énergie mécanique en se déformant. Cette énergie mécanique, qui précédemment participait à la déformation de la spirale, n'est plus transformée en énergie électrique. Par conséquent, on s'attend à une diminution du coefficient de couplage. Une mesure d'admittance a été tentée sur une spirale hermétique. Toutefois, l'appareil n'était pas capable d'exciter suffisamment la membrane pour obtenir un signal suffisant pour extraire une valeur du couplage électromécanique. L'utilisation d'un amplificateur permettrait de réaliser une telle mesure.

Les performances de récupération d'énergie de ces membranes vont être testées dans la prochaine section. De ces résultats, une valeur du coefficient de couplage électromécanique pourra être extrait.

3.7 Performances du générateur thermo-électrique

3.7.1 Rappel des choix de conception et de fabrication

Avant de présenter les performances de génération électrique de notre générateur, nous rappelons ici les choix de conception qui ont menés à la membrane piézoélectrique utilisée comme transducteur électromécanique.

Choix de la transduction piézoélectrique En anticipation de la difficulté de réduction des dimensions d'une stratégie électromagnétique, le choix s'offrait à nous de choisir entre une stratégie capacitive ou piézoélectrique.

En raison de l'expertise présente dans le groupe dans le domaine de la transduction piézoélectrique, notre choix s'est naturellement porté vers une membrane piézoélectrique.

Choix du buzzer piézoélectrique Le critère de raideur critique issu de l'étude de l'intégration d'un transducteur à notre machine thermique nous a mené vers une spirale piézoélectrique.

Du fait de la difficulté d'une modélisation précise des performances d'une telle membrane par éléments finis, nous nous sommes portés vers une stratégie d'itération expérimentale afin d'aboutir à un concept de spirale pertinent.

Dans le but de pouvoir fabriquer un maximum de prototype de spirale, nous avons choisi d'utiliser des buzzers disponibles dans le commerce à faible coût monétaires et temporels. Les buzzers choisis ont un diamètre de 41 mm et une épaisseur de 400 μm .

Choix de la méthode de fabrication Nous savions que l'usinage mécanique n'était pas possible car elle détériore grandement l'intégrité du matériau piézoélectrique. Pour parer à cette limitation, nous avons choisi d'utiliser une méthode de fabrication par micro-usinage laser.

Cette méthode de fabrication nous a permis d'usiner une multitude de forme de spirale en plus de pouvoir définir avec précision les électrodes utiles à la surface des buzzers.

Enfin, nous avons choisi de garantir l'hermétisme de notre spirale par l'ajout d'une couche de PDMS, ce qui nous a permis de réaliser des prototypes dans les temps impartis par la thèse. Comme nous venons de le voir, cette étape du procédé nécessite d'être optimisé, sinon remplacée par une autre méthode. Dans cette section, nous étudions les performances de génération électrique à partir d'une source thermique par notre générateur.

Pour cela, notre membrane piézoélectrique est chargée sur l'oscillateur thermo-fluidique à l'aide d'une raquette imprimée permettant d'adapter les sections du tube de verre et de la membrane (*i.e.* figure 3.19). Avant assemblage, la raquette et le tube de verre sont remplis d'eau dé-ionisée et dégazée. Le générateur assemblé, nous pouvons démarrer la plaque chauffante et commencer les caractérisations de génération électrique de notre générateur.

Deux tests différents sont menés :

- détermination de la charge électrique optimale pour laquelle la puissance électrique dissipée est maximale,
- stockage de l'énergie électrique sur une capacité par redressement du signal.

3.7.2 Charge électrique optimale

Notre générateur est démarré sur plaque chauffante. Le démarrage a lieu à une température de 105°C. Il s'agit de la même température de démarrage que dans le cas où l'oscillateur thermo-fluidique n'est pas chargé. La plaque chauffante est ensuite montée graduellement à 130°C avec une rampe de 1°C.min⁻¹. L'amplitude de la tension en circuit ouvert est mesurée à 1 V (soit 2 V_{cc}). Une résistance variable R_L est branchée au générateur et la tension aux bornes de la résistance est mesurée pour différentes valeurs. La puissance dissipée $P_{el,R}$ dans la résistance de charge R_L est calculée d'après l'équation 3.35.

$$P_{el,R} = \frac{U_0^2}{2R} = \frac{U_{rms}^2}{R} \quad (3.35)$$

Les mesures de puissance et de voltage sont affichées en figure 3.39.

La puissance maximale dissipée dans la résistance de charge est de 2,2 μW pour une valeur de résistance de 80 k Ω . La valeur d'intensité électrique correspondante est de 4,4 μA .

Pour la même température et la même configuration de machine thermique, une puissance de 4,4 mW mécanique est produite. Le taux de conversion électromécanique est donc de 0,05%.

Cette tension de sortie est alternative. Afin de pouvoir alimenter un circuit électronique, une conversion AC-DC est nécessaire. De plus, les niveaux de tensions observés sont insuffisants et devront donc être rehaussés.

3.7.3 Charge d'une capacité

Pour charger une capacité, nous utilisons un circuit passif de redressement de notre signal, décrit en figure 3.40.

Ce circuit est un quadrupleur de tension formé par l'association en cascade de deux doubleurs de tensions. Nous alimentons ce circuit avec notre générateur et l'électricité est emmagasinée dans la capacité de charge C_{Load} de 10 μF . La courbe de charge est montrée en figure 3.41.

La puissance délivrée à la capacité atteint une valeur maximale de 0,43 μW . La valeur moyenne de la puissance, calculée entre 4 s et 120 s est égale à 0,13 μW . La tension maximale atteinte aux bornes de la capacité est égale à 1,9 V. L'énergie maximale stockée sur la capacité est de 18 μJ .

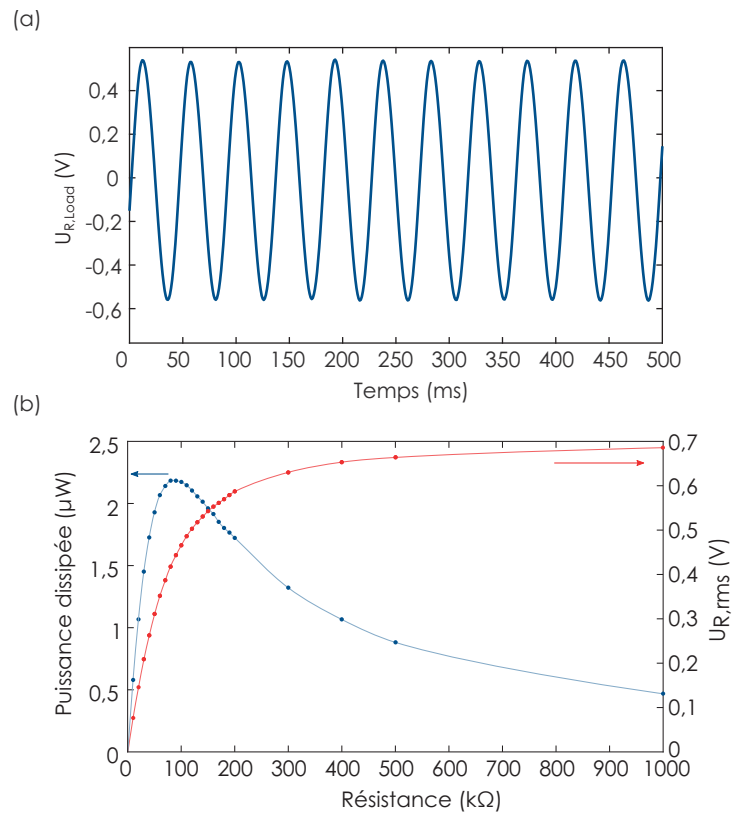


Figure 3.39 – PUISSANCE ÉLECTRIQUE ET TENSION PRODUITES PAR NOTRE GÉNÉRATEUR – Notre générateur produit une puissance maximale de $2.2 \mu\text{W}$ (courbe bleue) pour une résistance de charge de $80 \text{ k}\Omega$. La tension correspondante est de $1,5 \text{ V}$ (courbe rouge). La tension de circuit ouvert est $V_{oc} = 2,5 \text{ V}$.

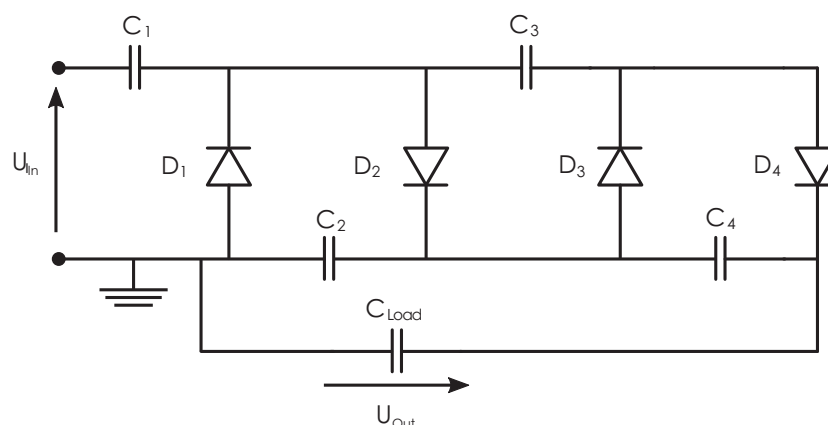


Figure 3.40 – CIRCUIT DE REDRESSEMENT UTILISÉ – Ce circuit est composé de deux “voltage doublers” en cascade. Les diodes utilisées sont des SD106C. Les capacités font 10 μF chacune.

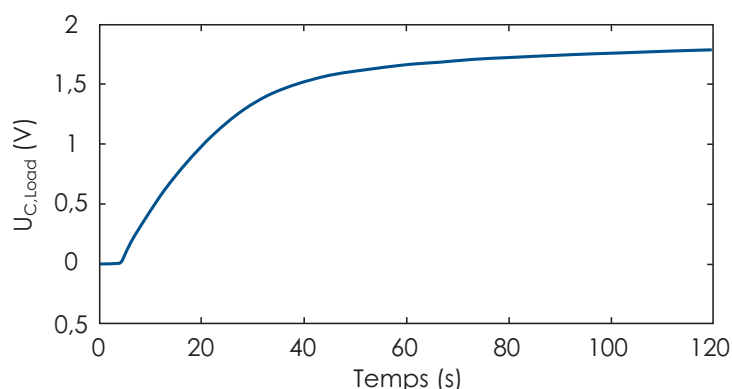


Figure 3.41 – CHARGE D’UNE CAPACITÉ PAR NOTRE GÉNÉRATEUR – Une capacité de 10 μF est chargée par notre générateur. La source chaude est fixée à 130°C.

3.8 Conclusion

3.8.1 Réalisations

Un transducteur électromécanique a été conçu et assemblé à l’oscillateur thermo-fluidique macrométrique. Parmi les trois technologies de transduction considérées, la solution piézoélectrique a été choisie.

Un critère de raideur seuil a été déterminé à l’issue d’une étude de l’effet de l’intégration du transducteur sur notre machine thermique. Afin de répondre à ce critère de raideur seuil, un buzzer piézoélectrique commercial a été mis en forme de spirale. Après une étude des effets des différents paramètres de la spirale sur les performances du transducteur, un design a été retenu, puis construit.

Notre transducteur est capable de produire 2,2 μW de puissance électrique au travers d’une résistance optimale de 80 $k\Omega$. En utilisant un circuit quadrupleur de tension, nous sommes parvenus à stocker 18 μJ sur une capacité de 10 μF .

3.8.2 Pistes d’améliorations

Résistance parasite R_p

Nous avons montré que l’étape d’usinage laser ne détériore pas les propriétés piézoélectriques du transducteur par comparaison avec un usinage utilisant un laser femto-seconde de l’IEMN.

Toutefois, les caractérisations des membranes nous indiquent qu'une résistance parasite de l'ordre de quelques dixièmes de MégaOhm est présente. Cette résistance, mise en parallèle avec la capacité ($\simeq 50 \text{ nF}$) de notre transducteur, forme un circuit passe-haut de fréquence de coupure de l'ordre de la centaine de Hertz. Aux fréquences inférieures à la centaine de Hertz, une partie non-négligeable de la puissance est donc consommée par la résistance parasite.

L'origine de cette résistance parasite est aujourd'hui inconnue et doit être étudiée. L'augmentation de cette résistance parasite à des valeurs de quelques MégaOhm permettrait de décaler cette fréquence de coupure en dessous de la dizaine de Hertz et ainsi de produire plus d'énergie aux fréquences observées ici.

Amélioration de l'hermétisation des spirales piézoélectriques

L'étape d'étalement du PDMS à la surface des buzzers peut être mieux contrôlée et optimisée. D'une part, il devrait être possible de déposer du PDMS seulement entre les spires plutôt que sur l'intégralité de la surface du transducteur.

D'autre part, l'utilisation d'un diluant, comme l'octane, lors de la préparation du PDMS permettrait d'atteindre des épaisseurs de films plus petites. Enfin, une mesure précise des quantités employées pendant le procédé assurerait une meilleure répétabilité des performances mécaniques des films de PDMS.

Optimisation des concepts de spirale

Les design proposés dans cette étude ne sont pas encore optimisés. Une exploration plus approfondie de l'espace de conception est requise. Un modèle par éléments finis, prenant en compte l'étape de dépôt de PDMS permettrait d'obtenir des designs de spirales mieux adaptés.

L'ajout d'une masse centrale permettrait de réduire la fréquence de résonance des spirales et d'atteindre les fréquences d'opération de notre oscillateur piézoélectrique. Le nouveau couplage dynamique permettrait certainement d'extraire plus d'énergie lors de la conversion de la thermique à l'électrique.

Placements des électrodes

Une piste d'amélioration est l'utilisation de la deuxième zone de polarité de charge le long des spires de notre transducteur.

En effet, le long de chaque bras, seule la moitié des charges créées sont actuellement récupérées. L'utilisation du wire-bonding, couplée à une modification du procédé d'étalement du PDMS, permettrait d'extraire un maximum de charges électrique à chaque cycle.

Enfin l'influence de la capacité parasite apportée par l'anneau de maintien en aluminium mériterait d'être étudiée car source de dégradation de nos performances de génération électrique.

3.A Extraction des paramètres de l'oscillateur équivalent à l'association oscillateur thermofluidique - membrane

Dans la suite, nous considérons le système décrit en figure 3.42. Le système est décomposé en 5 parties (de gauche à droite) :

1. la zone vapeur de section a et de raideur k_V ,
2. la zone liquide de section a , de masse $m_{L,a}$ et de coefficient d'amortissement D_a ,
3. la zone de transition entre les section a et A ,
4. la zone liquide de section A , de masse $m_{L,A}$ et de coefficient d'amortissement D_A ,
5. la membrane de section A , de masse m_M de raideur k_M et de coefficient d'amortissement D_M .

Les déplacements du ménisque par rapport à sa position moyenne sont notés Δx tandis que les déplacements de la membrane sont notés Δz .

Avant d'écrire les lois de conservation sur notre système, nous allons effectuer quelques hypothèses :

- $m_{L,a} = cst$; on suppose constante la masse liquide de la partie de section a ,
- $m_{L,A} = cst$; on suppose constante la masse liquide de la partie de section A ,
- $P_1 = P_2$; enfin, on suppose que la transition entre les sections a et A s'effectue sans pertes de charges.

En suivant ces hypothèses, les lois de conservations s'écrivent selon les équations 3.36 à 3.39.

$$aP_V - aP_1 - D_a\dot{x} = m_{L,a}\ddot{x} \quad (3.36)$$

$$AP_2 - AP_M - D_A\dot{z} = m_{L,A}\ddot{z} \quad (3.37)$$

$$P_1 - P_2 = f(a, A) = 0 \quad (3.38)$$

$$AP_M - AP_0 - k_M\Delta z - D_M\dot{z} = m_M\ddot{z} \quad (3.39)$$

En combinant les équations 3.37 et 3.39, la pression P_2 s'exprime selon :

$$P_2 = P_0 + \frac{1}{A} [(m_{L,A} + m_M)\ddot{z} + (D_A + D_M)\dot{z} + k_M\Delta z] \quad (3.40)$$

À l'aide de l'équation 3.38 ($P_2 = P_1$), l'équation 3.40 peut être combinée avec l'équation 3.36 pour former l'équation 3.41.

$$aP_V - aP_0 - \frac{a}{A} [(m_{L,A} + m_M)\ddot{z} + (D_A + D_M)\dot{z} + k_M\Delta z] - D_a\dot{x} = m_{L,a}\ddot{x} \quad (3.41)$$

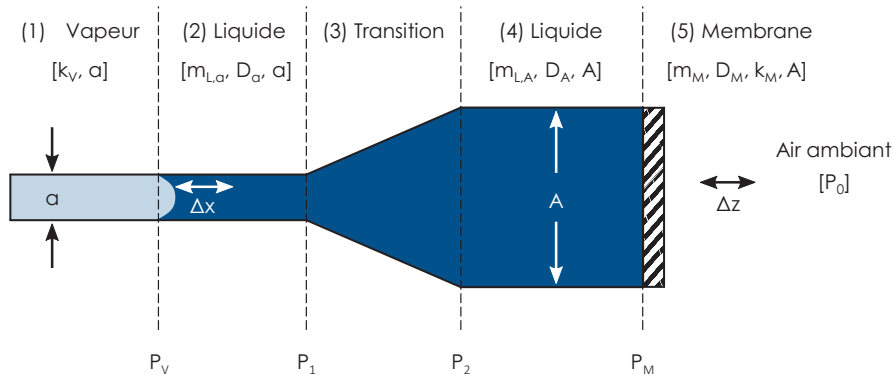


Figure 3.42 – SCHÉMA DU PROBLÈME À L'ÉTUDE

En invoquant la conservation du débit volumique ($A\dot{z} = a\dot{x}$) l'équation 3.41 devient :

$$\begin{aligned}
 aP_0 \frac{\Delta m}{m_{V,0}} = & \underbrace{\left[m_{L,a} + \left(\frac{a}{A} \right)^2 (m_{L,A} + m_M) \right]}_{m_{eq}} \ddot{x} \\
 & + \underbrace{\left[D_a + \left(\frac{a}{A} \right)^2 (D_A + D_M) \right]}_{D_{eq}} \dot{x} \\
 & + \underbrace{\left[k_V + \left(\frac{a}{A} \right)^2 k_M \right]}_{k_{eq}} \Delta x
 \end{aligned} \tag{3.42}$$

Les paramètres équivalents (m_{eq} , D_{eq} , k_{eq}) sont montrés dans l'équation 3.42.

Si on prend en compte la variation des masses liquides présentes dans les parties liquides de section a et A, et les pertes de charges dans la partie de transition, d'autres termes d'amortissement s'ajoutent. Ces termes sont non linéaires et s'expriment selon le carré de la vitesse \dot{x} . Par souci de simplicité, nous choisissons d'ignorer ces termes lors de la conception de la membrane piézoélectrique.

3.B Modélisation de la membrane piézoélectrique

Les propriétés électrique, mécanique et piézoélectrique de la membrane sont simulées à l'aide du logiciel Ansys avec l'aide de Fabien Formosa.

Définition de la géométrie et attribution des domaines physiques La géométrie est construite à partir de la CAO réalisée sur SolidWorks. Les trois domaines, piézoélectrique supérieur, laiton central et piézoélectrique inférieur sont désignés et leurs propriétés physiques attribuées.

Propriétés matériaux utilisées Les propriétés matériaux utilisées sont listées dans le tableau 3.17. Le laiton est supposé élastique, linéaire et isotrope. Le matériau piézoélectrique utilisé est le PIC151 [108].

MATÉRIAU	PROPRIÉTÉ	VALEUR	UNITÉ
PIC151	ρ	7800	$kg.m^{-3}$
	ν	0,33	1
	s_{11}^E	15	$10^{-12}m^2.N^{-1}$
	s_{33}^E	19	$10^{-12}m^2.N^{-1}$
	$\epsilon_{11}^T/\epsilon_0$	2400	1
	$\epsilon_{33}^T/\epsilon_0$	1980	1
	d_{33}	-210	$10^{-12}C.N^{-1}$
	d_{31}	500	$10^{-12}C.N^{-1}$
	d_{15}	580	$10^{-12}C.N^{-1}$
Laiton	ρ	7800	$kg.m^{-3}$
	ν	0,33	1
	Y	100	GPa

Tableau 3.17 – PROPRIÉTÉS MATÉRIAUX UTILISÉES DANS LE MODÈLE ANSYS

Afin de reproduire au mieux le comportement de notre matériau piézoélectrique réel, nous multiplions chacun des coefficients de permittivité par un coefficient correcteur électrique K_{el} et chacun des coefficients de la matrice de souplesse s_{ij}^E par un coefficient correcteur mécanique K_{me} . Le coefficient K_{el} est déterminé à partir d'une mesure de la capacité d'un buzzer tandis que K_{me} est déterminé afin de reproduire la fréquence de résonance observée expérimentalement, en configuration de circuit fermé.

Maillage et degrés de liberté Un maillage est ensuite effectué dans le plan de la spirale. Chaque élément possède une dimension caractéristique de l'ordre de $100 \mu m$. Ainsi il n'y a qu'un seul élément dans l'épaisseur des couches piézoélectriques et de laiton simulées.

Dans les domaines piézoélectriques, les degrés de liberté associés à chaque nœud sont les composantes du vecteur de déformation (u_x, u_y, u_z) ainsi que le potentiel électrique V . Dans le domaine laiton, les degrés de liberté se limitent aux composantes du vecteur de déformation (u_x, u_y, u_z) .

Conditions aux limites Les conditions aux limites sont les suivantes :

- la membrane est encastrée sur son rayon extérieur (déplacement nul de la surface latérale),

- le potentiel du laiton est mis à la masse ($V_{\text{laiton}} = 0 \text{ V}$),
- les électrodes situées sur les surfaces supérieure et inférieure des domaines piézoélectriques sont mises au même potentiel, respectivement.

Chargement Le chargement en pression est effectué sur l'ensemble de la surface inférieure à une pression uniforme P égale à 10 kPa.

Calcul de la raideur k et du coefficient de couplage k^2 Le potentiel de chaque électrode est extrait ainsi que les modes de résonances et leurs fréquences associées. En répétant le calcul de la fréquence de résonance en configurations circuits ouvert et fermé, le k^2 est extrait. Le calcul de la flèche de la membrane permet de remonter à la raideur de la membrane.

3.C Paramètres d'usinage laser utilisés

Les paramètres du laser doivent être définis pour chaque étape de l'usinage. Les noms des recettes (recette = ensemble de paramètres) associés aux étapes sont les suivants :

- Cutting : coupe au travers des 400 μm de céramique (2x150 μm) + laiton (100 μm). Cette recette est utilisée pour usiner la croix d'alignement,
- HalfCutting : coupe à mi-chemin dans le matériau. Cette recette est utilisée pour la découpe des spirales. Elle doit être répétée après retournement de la membrane,
- ShimCutting : coupe au travers du disque central de laiton seulement (100 μm). Cette recette est utilisée pour la découpe des trous de fixation sur la périphérie de la membrane où aucun matériau piézoélectrique n'est présent,
- ElectrodeCutting : coupe superficiellement la surface des électrodes de la membrane. Le but est de laisser le matériau piézoélectrique présent en-dessous le plus intact possible. Cette recette est utilisée pour la découpe des électrodes sur chaque face de la membrane en usinage.

Les paramètres de chacune de ces recettes sont résumés dans le tableau 3.18

PARAMÈTRE	Cutting			HalfCutting		ShimCutting	ElectrodeCutting
	C1	C2	C3	HC1	HC2	SC1	EC1
Répétitions	80	80	10	40	40	20	2
Vitesse (mm.s^{-1})	100	100	100	100	100	100	250
Focus Offset (μm)	0	200	390	0	110	160	0
Puissance (W)	4,65	4,65	4,65	4,65	4,65	4,65	4,65
Fréquence (kHz)	70	70	70	70	70	70	70

Tableau 3.18 – PARAMÈTRES D'USINAGE LASER UTILISÉS

3.D Matlab : Identification des paramètres piézoélectriques

```

1  %% Piezoelectric linear 2nd order generator identification
2  %% Clear start
3  clc
4  clear all
5  close all
6  %% Declare unicity of experimental variables across functions
7  global Frequency_exp ;
8  global ModY_exp ;
9  global ArgY_exp ;
10 %% Load the experimental data
11 M = csvread('Spiral01_Arg.csv',4,0) ;
12 Frequency_exp = M(:,1) ;
13 ArgY_exp = M(:,2) ;
14 M = csvread('Apiral01_Mod.csv',4,0) ;
15 ModY_exp = M(:,2) ;
16 %% Set initial conditions and options for optimization
17 x0 = [0.01,2*pi*310,0.0161,0.001,50e-9] ;
18 options = optimset('MaxFunEvals',1e5,'MaxIter',1e4,'TolFun',1e-9) ;
19 %% Launch optimization based on minimization of calc_Y_estim_error function
20 x = fminsearch(@calc_Y_estim_error,x0,options) ;
21 %% Save the optimized parameters
22 k2 = x(1) ; w0 = x(2) ; xsim = x(3) ; xsie = x(4) ; C0 = x(5) ;
23 %% Reconstruction of Y_th and Y_exp
24 w = 2*pi*Frequency_exp;
25 YN = 1+k2./(1-w.^2/w0^2+2*li*xsim*w/w0)-2*li*xsie*w0./w ;
26 Y_th = li*C0*w.*YN ;
27 Y_exp = ModY_exp.*exp(li*ArgY_exp*pi/180) ;
28 %% Plot the theory versus experimental data
29 figure
30 subplot(2,1,1) %Module
31 semilogy(Frequency_exp,abs(Y_th),Frequency_exp,abs(Y_exp))
32 grid on
33 legend('Model','Experiment')
34 title('Admittance module')
35 xlabel('Frequency [Hz]')
36 ylabel('Module [S]')
37 subplot(2,1,2) %Phase
38 plot(Frequency_exp,angle(Y_th)*180/pi,Frequency_exp,angle(Y_exp)*180/pi)
39 grid on
40 legend('Model','Experiment')
41 title('Admittance phase')
42 xlabel('Frequency [Hz]')
43 ylabel('Phase [deg]')
44 %% Display piezo characteristics [f0, k2, Qm, xsie, C0]
45 result = sprintf('Spiral f0: %0.5g , k2: %0.5g , Qm: %0.5g , xsie: %0.5g, C0 : %0.5g',w0/(2*pi),k2,1/(2*xsim),xsie,C0) ;
46 disp(result)

```

3.E Matlab : Calcul de l'erreur quadratique théorie VS data

```
1  function eps = calc_Y_estim_error( x )
2  %% Declare unicity of experimental variables across functions
3  global Frequency_exp;
4  global ModY_exp;
5  global ArgY_exp;
6  %% Acquire current iteration set of parameters
7  k2 = x(1) ;
8  w0 = x(2) ;
9  xsim = x(3) ;
10 xsie = x(4) ;
11 C0 = x(5) ;
12 %% Compute the quadratic difference between current trial and data
13 w = 2*pi*Frequency_exp ;
14 YN = 1+k2./(1-w.^2/w0^2+2*1i*xsim*w/w0)-2*1i*xsie*w0./w ;
15 Y_th = log10(1i*C0*w.*YN) ;
16 Y_exp = log10(ModY_exp.*exp(1i*ArgY_exp*pi/180)) ;
17 eps = sum(abs(Y_th-Y_exp).^2) ;
18 end
```


4

Miniaturisation

“Make sure to see the whole in the tiniest object”

“Sache voir le tout dans le plus petit objet”

Johann Wolfgang von Goethe, 1749 - 1832

4.1 Objectifs

En plus de nous permettre l'intégration d'une transduction électromécanique sur notre machine thermique, la caractérisation de notre oscillateur thermo-fluidique nous permet d'entamer sa miniaturisation. Cette mise à l'échelle sera traitée à l'aide du modèle déjà construit au chapitre 2 et des observations expérimentales.

Il s'agira aussi de développer un procédé de fabrication permettant de réaliser des dispositifs thermo-fluidiques miniatures.

Enfin, il nous faudra valider le fonctionnement de ces dispositifs en régime oscillatoire.

4.2 Conception des micro-oscillateurs

4.2.1 Géométrie générale et fonctionnalités requises

La géométrie de nos micro-oscillateurs doit être la plus simple possible. Cette simplicité, inhérente à notre principe de fonctionnement, permet de réduire les coûts de production de ces dispositifs mais surtout de minimiser le temps de développement du procédé.

De plus, l'observation d'un comportement oscillatoire dans ces concepts minimalistes validera dans le même temps notre détermination des blocs fonctionnels clés nécessaires au fonctionnement de notre oscillateur thermo-fluidique.

Les composants essentiels identifiés au chapitre 2 sont reproduits ici. Nos micro-dispositifs doivent ainsi comprendre :

- un évaporateur où la phase vapeur se formera,
- un canal micro-fluidique où les oscillations sont attendues,
- une micro-structuration des parois du canal dans le but de faciliter l'émergence du régime oscillatoire.

Chacune de ses composantes doit remplir des fonctionnalités bien spécifiques, discutées ci-après :

Évaporateur L'évaporateur doit permettre la formation d'une zone de vapeur. Ce sera la zone la plus proche de la source chaude. Comme il a été observé dans le chapitre 2, le comportement oscillatoire apparaît à des températures plus faibles lorsque la zone de vapeur est aggrandie. Bien que cette observation ne soit pas encore expliquée au stade actuel du projet de recherche, elle favorise la conception d'une zone de vapeur conséquente.

Canal micro-fluidique Le canal micro-fluidique doit être assez long pour permettre les oscillations d'une colonne de liquide. Ainsi, une longueur conséquente sera dédiée à ce canal. Il débouchera à proximité de la source froide et devra présenter un gradient thermique maximal dans le but de favoriser l'apparition du régime oscillatoire.

Micro-structuration du canal Nous avons vu dans le chapitre 2 qu'une micro-structuration du canal augmente considérablement les performances de l'oscillateur. Notre concept micro-fluidique devra donc comporter des structures imitant l'effet du capillaire dans le cas macroscopique.

Stratégie générale de fabrication La stratégie de fabrication des canaux micro-fluidiques se fera en utilisant deux substrats dans lesquels des tranchées seront gravées par voie humide. Cette approche est bien adaptée à l'utilisation de procédés issus de la micro-électronique et offre l'avantage d'être relativement simple.

Dans l'optique de maximiser le gradient thermique le long de notre dispositif, nous décidons de le fabriquer dans du verre, matériau qui présente une faible conduction thermique.

4.2.2 Dimensionnement des micro-oscillateurs

Maintenant que nous avons un concept de dispositif micrométrique, nous devons déterminer les dimensions que doit présenter un générateur type.

La conception des micro dispositifs se fait avec pour objectif de conserver le comportement oscillatoire du dispositif macro. Afin de préserver ce comportement tout en réduisant les dimensions du générateur, nous choisissons d'appliquer une méthode de similitude. Cette approche est basée sur l'adimensionnalisation du système d'équations décrivant le comportement du système, développé dans le chapitre 2. À condition que les termes inclus dans ces équations restent les mêmes, ces dernières décriront le même comportement, à savoir un régime oscillatoire entretenu.

Commençons par rappeler le système d'équation décrivant notre système :

$$P_V = \frac{m_V R_V T_V}{A x_V} \quad (4.1a)$$

$$m_L \ddot{x}_V = (P_V - P_0) A + (\dot{m}_V - 8\pi\mu_L L_L) \dot{x}_V \quad (4.1b)$$

$$\begin{aligned} m_V c_{V,V} \dot{T}_V &= R_V T_V \dot{m}_V \\ &\quad - P_V A \dot{x}_V \\ &\quad + \Lambda_V \pi D x_{d,h} (T_E - T_V) \\ &\quad + \Lambda_V \pi D x_{d,c} (T_V - T_C) \end{aligned} \quad (4.1c)$$

$$\begin{aligned} h_{LV} \dot{m}_V &= \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{e,f} (T_E - T_{sat}(P_V)) \\ &\quad + \varepsilon \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{e,m} (T_E - T_{sat}(P_V)) \\ &\quad + \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{c,v} (T_C - T_{sat}(P_V)) \\ &\quad + \varepsilon \frac{k_L}{\delta_{lf}} \pi D L_{c,m} (T_C - T_{sat}(P_V)) \end{aligned} \quad (4.1d)$$

$$\dot{L}_{lf} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_{lf} = 0 \text{ et } \dot{L}_{lf} < 0 \\ \dot{x}_V - \frac{\dot{m}_V}{\rho_L \pi D \delta_{lf}} & \text{sinon} \end{cases} \quad (4.1e)$$

L'évolution des longueurs $L_{e,f}$, $L_{c,v}$, $x_{d,h}$ et $x_{d,c}$ est définie par les équations 4.1f, 4.1g, 4.1h, et 4.1i.

$$L_{e,f} = \begin{cases} L_{lf} & \text{si } L_V < L_E \\ L_E - (L_V - L_{lf}) & \text{si } L_V \geq L_E \end{cases} \quad (4.1f)$$

$$L_{c,v} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_V < L_E \\ L_V - L_E & \text{si } L_V \geq L_E \end{cases} \quad (4.1g)$$

$$x_{d,h} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_{lf} \geq L_V \\ L_V - L_{lf} & \text{si } L_V - L_{lf} \leq L_E \\ L_E & \text{si } L_V - L_{lf} > L_E \end{cases} \quad (4.1h)$$

$$x_{d,c} = \begin{cases} 0 & \text{si } L_V - L_{lf} \leq L_E \\ L_V - L_{lf} - L_E & \text{si } L_V - L_{lf} > L_E \end{cases} \quad (4.1i)$$

Afin de définir les variables adimensionnées que nous utiliserons dans la suite, nous devons tout d'abord définir l'état d'équilibre statique du système décrit. Ceci est fait en annulant toutes les dérivées temporelles, nous donnant le résultat suivant :

- $L_{V,0} = L_E$
- $P_{V,0} = P_{atm}$
- $T_{V,0} = T_E$
- $m_{V,0} = \frac{P_{atm}AL_E}{R_V T_E}$
- $L_{lf,0} = 0$

Les variables adimensionnées que nous utilisons dans la suite sont définies par les équations 4.2, 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, et 4.7.

$$\lambda_V = \frac{L_V - L_E}{L_E} = \frac{\Delta L_V}{L_E} \quad (4.2)$$

$$\phi_V = \frac{P_V - P_{atm}}{P_{atm}} = \frac{\Delta P_V}{P_{atm}} \quad (4.3)$$

$$\theta_V = \frac{T_V - T_E}{T_E} = \frac{\Delta T_V}{T_E} \quad (4.4)$$

$$\mu_V = \frac{m_V - m_{V,0}}{m_{V,0}} = \frac{\Delta m_V}{m_{V,0}} \quad (4.5)$$

$$\lambda_{lf} = \frac{L_{lf}}{L_E} \quad (4.6)$$

$$\tau = \omega_0 t \quad (4.7)$$

Les longueurs basées sur la longueur du film d'eau sont toutes adimensionnées en utilisant la longueur de l'évaporateur L_E selon :

$$\begin{aligned} \lambda_{f,e} &= \frac{L_{f,e}}{L_E} & \lambda_{v,c} &= \frac{L_{v,c}}{L_E} \\ \lambda_{e,m} &= \frac{L_{e,m}}{L_E} & \lambda_{c,m} &= \frac{L_{c,m}}{L_E} \\ \chi_{d,e} &= \frac{x_{d,e}}{L_E} & \chi_{d,c} &= \frac{x_{d,c}}{L_E} \end{aligned}$$

Dans la suite, nous notons les dérivées temporelles adimensionnées de la même manière que les variables "classiques" (*i.e.* $d\lambda/d\tau = \dot{\lambda}$).

Les équations définissant l'évolution de notre système se réécrivent selon les quatre équations 4.8a, 4.8b, 4.8c et 4.8d.

$$(1 + \phi_V)(1 + \lambda_V) = (1 + \mu_V)(1 + \theta_V) \quad (4.8a)$$

$$\ddot{\lambda}_V + 2\zeta \dot{\lambda}_V + \lambda_V = \frac{\mu_V}{\beta} \quad (4.8b)$$

$$(1 + \mu_V)\dot{\theta}_V = (\gamma - 1)((1 + \theta_V)\dot{\mu}_V - (1 + \phi_V)\dot{\lambda}_V)$$

$$-\Upsilon \left[\chi_{d,c} + \frac{\theta_V}{1 - \theta_C} (\chi_{d,c} + \chi_{d,e}) \right] \quad (4.8c)$$

$$\dot{\mu}_V = \beta \Phi \left[\frac{1 - \theta_{sat}}{1 - \theta_C} (\lambda_{f,e} + \varepsilon \lambda_{e,m}) - \frac{\theta_{sat} - \theta_C}{1 - \theta_C} (\lambda_{v,c} + \varepsilon \lambda_{c,m}) \right] \quad (4.8d)$$

Ainsi le comportement de la machine décrite par ces équations dépend de 7 nombres adimensionnés définis par les équations 4.9 à 4.15.

$$\zeta = \frac{4v_L}{R^2 \omega_0} \quad (4.9)$$

$$\beta = \frac{\pi D \delta_{lf} L_E \rho_L}{m_{V,0}} \quad (4.10)$$

$$\gamma = \frac{c_{P,V}}{c_{V,V}} \quad (4.11)$$

$$\Upsilon = \frac{k_V / \delta_{bl} \pi D L_E (T_E - T_C)}{m_{V,0} c_{V,V} T_E \omega_0} \quad (4.12)$$

$$\Phi = \frac{k_L / \delta_{lf} \pi D L_E (T_E - T_C)}{h_{LV} \rho_L \delta_{lf} \pi D L_E \omega_0} \quad (4.13)$$

$$\theta_{sat} = \frac{T_{sat}}{T_E} \quad (4.14)$$

$$\theta_C = \frac{T_C}{T_E} \quad (4.15)$$

On remarque que certains de ces nombres adimensionnés, tels θ_{sat} , θ_C ou encore γ , ne font intervenir que des constantes du fluide ou bien des constantes issues de l'application.

Les quatre autres nombres adimensionnés font intervenir des paramètres géométriques. Ce sont donc ceux-ci qui vont guider le dimensionnement de notre micro-dispositif.

Facteur de qualité adimensionné ζ Le premier nombre est lié au facteur de qualité de l'oscillateur selon $2\zeta = 1/Q$. On remarque d'ailleurs que le facteur de qualité Q est proportionnel au carré du nombre de Womersley, l'équivalent du nombre de Reynolds pour un écoulement pulsé. En exprimant la dépendance géométrique de ω_0 grâce à l'équation 2.16, la dépendance de ce nombre vis-à-vis des dimensions de l'oscillateur est selon :

$$\zeta \propto (L_{L,0} L_{V,0})^{1/2} / R^2$$

Rapport de masse du film liquide et vapeur β Le second désigne le rapport entre les masses par unité de longueur du film de liquide et de la bulle de vapeur. Ce nombre dépend des paramètres géométriques selon :

$$\beta \propto \delta_{lf} / R$$

Rapport des constantes de temps mécanique et thermique Φ Le troisième est défini comme étant le rapport entre deux constantes de temps. Il compare le temps caractéristique nécessaire pour évaporer le film d'eau avec la période des oscillations. Il s'agit de l'un des paramètres contrôlant le débit du changement de phase. Ce nombre dépend des paramètres géométriques selon :

$$\Phi \propto (L_{L,0} L_{V,0})^{1/2} / \delta_{lf}^2$$

Paramètre d'adiabaticité Υ Enfin, le quatrième paramètre compare la quantité de chaleur échangée avec la vapeur avec la capacité thermique de cette vapeur. Vu de cette manière, ce nombre est similaire au nombre de Stanton. Il dépend des paramètres géométriques selon :

$$\Upsilon \propto (L_{L,0} L_{V,0})^{1/4} / R$$

Application de la loi de similitude - Dimensionnement Afin de conserver le même type de comportement oscillatoire entre nos dispositifs micro et macro, nous cherchons à conserver les quantités adimensionnées mentionnées plus haut (ζ , β , Φ et Υ).

Il apparaît alors que pour conserver le comportement observé dans le cas macroscopique, la réduction du rayon du canal par un rapport k induit la réduction de l'épaisseur du film d'eau par le même rapport k tandis que les longueurs des colonnes de liquide et de vapeur doivent être réduites d'un rapport k^2 . Suivant cette logique, les dimensions des structures micro et macro sont répertoriées dans le tableau 4.1. L'épaisseur du film d'eau est supposée proportionnelle à la dimension du capillaire inséré dans le cas macroscopique. En effet, la détermination expérimentale de cette épaisseur s'avère entravée par la déformation optique entraînée par la courbure du tube de verre. De même la détermination de cette valeur est difficile avec le modèle développé au chapitre 2 en raison des multiples facteurs arbitraires.

PARAMÈTRE	MACRO	MICRO
R	1.2 mm	300 μm
L_V	10 cm	6 mm
L_L	10 cm	6 mm
δ_{lf}	500 μm	125 μm

Tableau 4.1 – DÉTERMINATION DES DIMENSIONS MICRO – *Dimensions des paramètres géométriques des oscillateurs macro et micro pour un facteur de réduction $k = 4$. Les 4 paramètres adimensionnés ζ , β , Φ et Υ sont conservés.*

Maintenant que nous connaissons les ordres de grandeurs des dimensions requises, nous pouvons finaliser la conception de nos dispositifs micrométriques. Un dispositif caractéristique est présenté en figure 4.1. L'ensemble des concepts de dispositifs microfluidiques sont présentés en annexe 4.C.

La zone de vapeur, située à gauche sur la figure 4.1 utilise le maximum de la largeur disponible afin de maximiser son volume. Le canal micro-fluidique occupe le reste de la longueur.

La géométrie de la zone centrale varie de concept à concept. La philosophie employée ici consiste à obtenir des concepts dont le gradient thermique le long du canal diffère en fonction de l'épaisseur des parois de la zone centrale. Le concept montré en figure 4.1 est celui présentant le gradient thermique maximal.

La profondeur de gravure est de 300 μm pour la tranche du bas et de 60 μm pour celle du haut. Compte tenu des dimensions du canal, ces profondeurs de gravure permettent de conserver une valeur de rayon hydraulique proche de la valeur déterminée lors de la procédure de similitude.

La gravure de 300 μm cherche à maximiser le volume occupé par la colonne de liquide tandis que la gravure de 60 μm permet de réaliser trois microstructures imitant le capillaire dans le cas macroscopique.

4.3 Fabrication des micro-oscillateurs

Dans cette section, nous présentons le procédé de fabrication des micro-oscillateurs, réalisé en salle blanche à l'aide de procédés MEMS classiques.

Ce procédé fait intervenir différentes techniques de déposition de couches minces (évaporation, PECVD) et de gravure par voie humide. Le procédé complet est présenté en annexe 4.A en fin de ce chapitre.

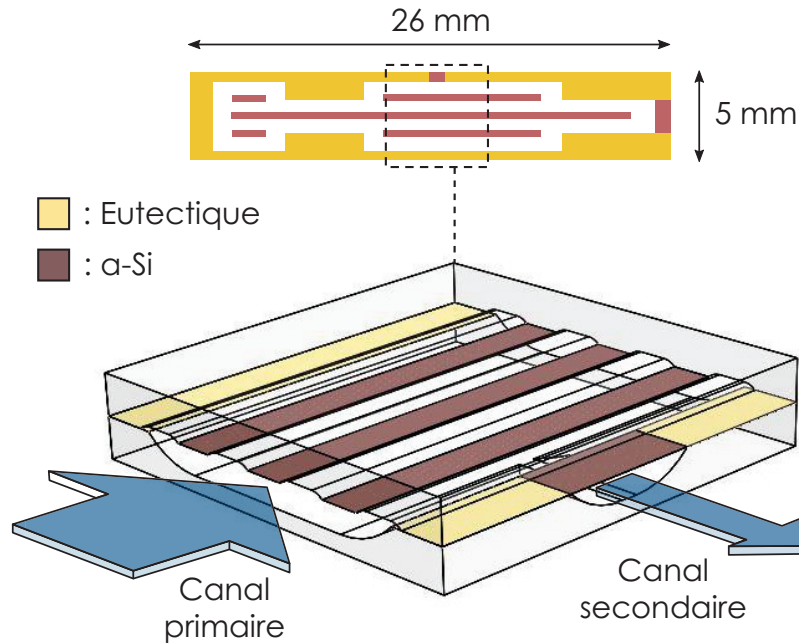


Figure 4.1 – CONCEPT GÉNÉRIQUE DE DISPOSITIF MICROMÉTRIQUE – La tranche du bas présente une gravure de $300\ \mu\text{m}$ et celle du haut une gravure de $60\ \mu\text{m}$. Un canal secondaire, perpendiculaire au canal primaire, est prévu pour permettre un relevé éventuel de la pression au sein du dispositif.

Après une description générale du procédé, nous nous attarderons sur les étapes unitaires clés les plus sensibles. Enfin, nous présenterons les micro-oscillateurs fabriqués.

4.3.1 Présentation générale du procédé

Les trois étapes principales du procédé sont présentées en figure 4.2.

Utilisation de deux substrats de verre Le procédé de fabrication fait intervenir deux substrats de verre sur lesquels des tranchées vont être réalisées. Nous utilisons le verre en raison de sa faible conductivité thermique. Une fois ces deux plaques collées entre elles, le canal sera formé. Le type de verre utilisé est du borofloat 33.

Gravure profonde du verre par voie humide La protection du verre qui ne doit pas être gravé se fait par l'application d'une couche de matériau ayant d'une part une bonne résistance à l'agent gravant utilisé et d'autre part une bonne adhérence à la surface sur laquelle il est déposé. Cette couche protectrice est communément appelée un masque (de gravure). Pour réaliser des gravures atteignant $300\ \mu\text{m}$ de profondeur, nous utiliserons l'agent de gravure le plus efficace pour le verre, à savoir l'acide fluorhydrique concentré à 49%. Compte tenu de son taux de gravure [109], nous avons besoin d'un masque de gravure pouvant soutenir au moins 1h de gravure.

Micro-structuration du canal Deux approches sont possible afin d'assurer la présence d'une structure imitant la fonctionnalité du capillaire présent dans le cas macroscopique.

Une première structuration peut être faite en gravant deux tranchées aux largeurs différentes, comme illustré en figure 4.3.a. Une fois collés, les deux substrats formeront un canal possédant des rainures latérales facilitant la formation d'un film liquide. L'eau contenue dans ces sillons présentera un faible rayon de courbure à son interface avec la vapeur. Le gradient de pression développé au sein de ce film

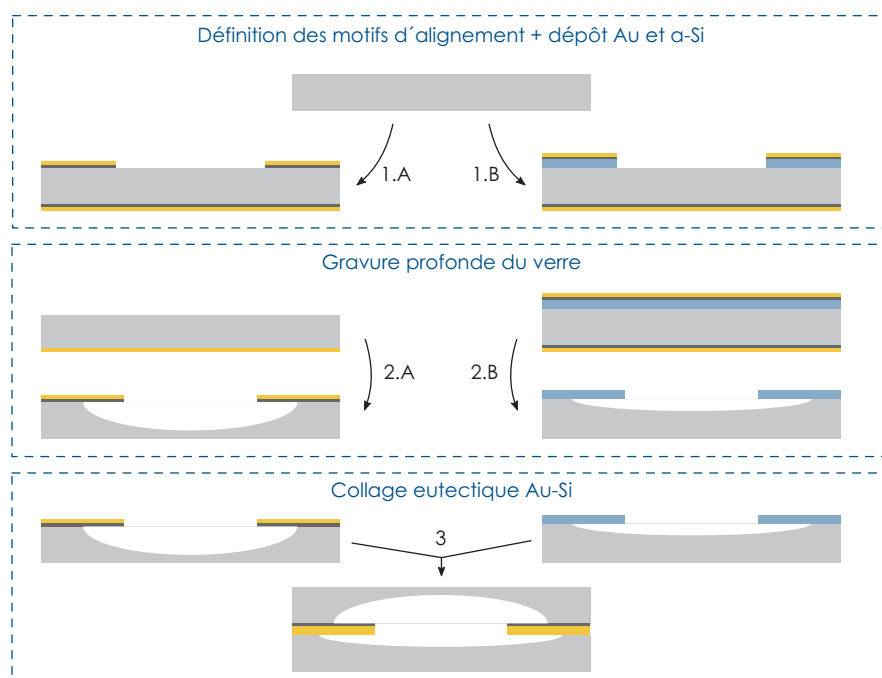


Figure 4.2 – ÉTAPES PRINCIPALES DU PROCÉDÉ DE MICRO-FABRICATION – Le procédé se déroule en 3 étapes. Tout d'abord le a-Si et l'or sont déposés à la surface des gaufres, puis les marques d'alignement sont gravées. La deuxième étape consiste à faire une gravure profonde du verre. Enfin, les deux substrats sont collés durant une troisième étape.

d'eau le long du sillon entraînera l'eau vers la zone chaude de manière similaire au cas macroscopique.

Une deuxième manière de micro-structurer le canal est de former plusieurs tranchées sur la face d'un substrat, comme montré en figure 4.3.b. Ces tranchées multiples, dirigées dans le sens de l'écoulement attendu, auront pour effet de favoriser le mouvement de la colonne d'eau le long du canal micro-fluidique.

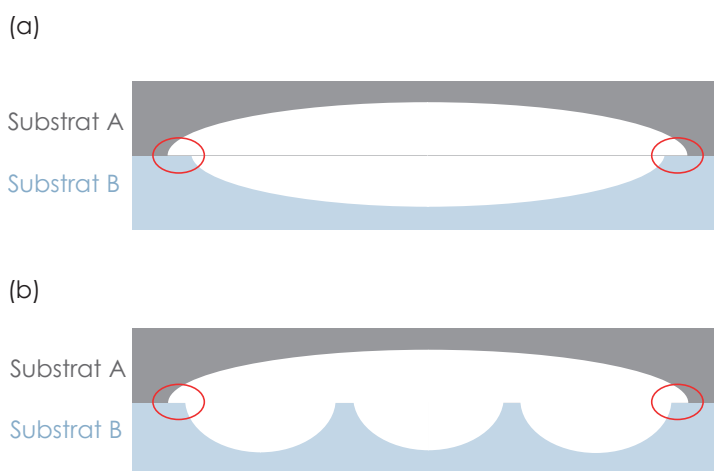


Figure 4.3 – STRUCTURATION DES CANAUX MICRO-FLUIDIQUES – (a) Le collage de deux tranchées aux largeurs différentes entraîne la formation d'un sillon latéral le long du canal. (b) La gravure de plusieurs tranchées sur la face d'une des deux gaufres favorisera le mouvement du liquide le long du canal.

Collage eutectique Au-Si Le collage des deux tranches de verre sera réalisé par un collage eutectique Au-Si. Pour cela une évaporation de Chrome-Or (Cr-Au) va être effectuée sur la face avant du premier substrat. Un dépôt PECVD de silicium amorphe (a-Si) sera fait sur la face avant du deuxième substrat. Ces deux couches minces devront être protégées lors de la gravure des canaux micro-fluidiques.

4.3.2 Gravure du verre

La majeure partie des procédés de micro-fabrication [110] ont été initialement développés pour le silicium. Ces procédés doivent souvent être modifiés ou remplacés lors de l'utilisation d'autres substrats, comme le verre. Les techniques de gravures profondes du Silicium comme la DRIE [111] (Deep Reactive Ion Etching) ne sont pas utilisables ici.

À notre connaissance, la première gravure de verre par l'utilisation de procédés de microélectronique a été réalisée en 1994 pour la fabrication d'un séparateur d'acides aminés [112]. Dans cette étude, le masque de protection consiste en une couche de Chrome-Or (20 nm - 100 nm) recouvert d'une couche de résine de $1,4\ \mu\text{m}$ d'épaisseur. L'agent gravant utilisé est une solution d'acide fluorhydrique et d'acide nitrique $\text{HF} : \text{HNO}_3 : \text{H}_2\text{O}$ (20 : 14 : 66) agitée par un agitateur magnétique à température ambiante. Le taux de gravure atteint sur du Pyrex (Corning 7740) est de $0,5\ \mu\text{m}.\text{min}^{-1}$. La profondeur des micro-canaux gravés par ce procédé atteint $10\ \mu\text{m}$ pour une durée de gravure de 20 min.

Bien que ce premier procédé de gravure du verre permette d'atteindre une profondeur de $10\ \mu\text{m}$, ce résultat n'est pas suffisant pour notre applications. Afin d'augmenter la profondeur de gravure atteignable, des modifications portant sur trois volets principaux, ont été apportées

Ces trois paramètres principaux, dont dépend largement la réussite d'une gravure profonde telle que la notre, sont respectivement :

- l'agent de gravure,
- la composition chimique du verre,
- le masque de gravure.

Agent de gravure

L'objectif premier à atteindre est de parvenir à réaliser une gravure de $300\ \mu\text{m}$ dans du verre. Pour cela, nous décidons d'utiliser l'agent gravant présentant le taux de gravure le plus élevé. En procédant de cette manière, nous minimisons la durée de gravure à son minimum. Dans la suite nous utilisons de l'acide fluorhydrique concentré à 49%.

Composition du verre

Pour des conditions de gravure identiques, des verres de compositions différentes [113–116] présenteront des taux de gravure différents [117], comme montré dans le tableau 4.2.

Le verre présentant le taux de gravure le plus faible est le quartz ou le verre de silice (SiO_2 pur). On remarque qu'en introduisant des impuretés dans le verre, le taux de gravure augmente. Toutefois, certains oxydes métalliques, tels le CaO et le Al_2O_3 , forment des composés insolubles dans le HF. Ces précipités se déposent alors à la surface du verre et le protègent de la gravure. Ainsi, le verre HoyaSD2 et le verre sodocalcique voient leur taux de gravure diminuer avec le temps. L'ajout d'acide sulfurique ou chlorhydrique permet de dissoudre ces précipités et ainsi uniformiser le taux de gravure dans le temps. Toutefois, l'ajout d'un autre acide a aussi pour effet de diminuer la concentration en acide fluorhydrique et donc le taux de gravure.

Comme le montre le tableau 4.2, le Borofloat33 et le Pyrex7740 possèdent un faible taux d'alumine de l'ordre de 2%. En conséquence, leur taux de gravure restent constant au cours du temps, comme le montre la figure 4.4. De plus, parmi les 5 verres étudiés, ce sont les seuls verres qui permettent d'atteindre $300\ \mu\text{m}$ de gravure après 1h. Dans la suite nous décidons d'utiliser le Borofloat33.

TYPE DE VERRE	COMPOSITION CHIMIQUE (% _{mas.})					TAUX DE GRAVURE ($\mu\text{m.min}^{-1}$)
	SiO ₂	B ₂ O ₃	Na ₂ O	CaO	Al ₂ O ₃	
Quartz	100	0	0	0	0	1,2
Pyrex7740	80,6	13	4	0	2,3	5
Borofloat33	81	13	4	0	2	5
Verre sodocalcique	74	0	13	10	1,3	4,5
Hoya SD-2	N.A.	N.A.	N.A.	N.A.	>20	10

Tableau 4.2 – CORRÉLATION ENTRE COMPOSITION CHIMIQUE ET TAUX DE GRAVURE – Les autres oxydes minoritaires présents dans ces verres ont été omis par souci de clarté. On considère une gravure au HF_{49%} à température ambiante. Le taux de gravure est calculé sur les 15 premières minutes de gravure.

Masque de gravure

Parmi les masques de gravure couramment utilisés lors de la gravure du verre, on peut citer le silicium (cristallin, poly-Si ou a-Si) ou encore une couche de chrome-or qui peut être renforcée par une couche de photorésine ayant subi un recuit après dégagement des tranchées de gravure [117–119].

Masque de résine Il est toutefois possible d'utiliser une couche de photorésine seule. Chen et al. [120] parviennent à graver 120 μm de verre sodocalcique en utilisant 7,5 μm de AZ4620 comme masque avec un "hard bake" de 90 min à 130°C. La solution gravante utilisée est un mélange de BOE(80%_{vol}) et de HCl(20%_{vol}). À notre connaissance, il s'agit de la meilleure performance de gravure utilisant une photorésine seule comme masque.

Masque de Silicium cristallin L'utilisation d'un substrat fin de silicium comme masque de gravure mène à une gravure plus rapide à l'interface Si – SiO₂ qu'au sein du verre "bulk" [122]. De plus, il nous faut utiliser un substrat entier de silicium pour effectuer une gravure dans un substrat de verre. Toutefois, un substrat de silicium peut être collé avec de la cire sur la face arrière du substrat de verre pour le protéger lors de la gravure de la face avant [121]. De cette manière le substrat de silicium peut être réutilisé.

Masque de a-Si Un dépôt de poly-silicium à la surface du verre a été réalisé. Il s'agit d'une couche de 600 nm (mesure éllipsometre 587 nm \pm 19 nm) déposé par LPCVD à 610°C à 0,2 nm.s⁻¹. Comme montré en figure 4.5, le masque ne tarde pas à "faillir", après seulement 15 min de gravure. La formation et la propagation de ces défauts lors de la gravure peut être associée au niveau de contrainte opérant à l'interface entre le verre et le silicium amorphe. Afin que cette technique soit efficace, il faut donc réussir à déposer une couche de silicium amorphe à la surface du verre, sans avoir de contraintes résiduelles à l'interface silicium/verre. La littérature [123–125] montre que les contraintes résiduelles dans une couche de silicium amorphe déposée par LPCVD dépendent entre autre de la température de déposition, du taux de déposition, de l'épaisseur de la couche déposée et du substrat sur lequel elle est déposée. Une méthode pour relaxer les contraintes dans le matériau déposé est d'effectuer un recuit. Toutefois, la durée et la température du recuit optimale dépendent eux-mêmes des paramètres de déposition utilisés, voire même de la machine utilisée. Ainsi, le développement d'une recette permettant de réaliser un masque en silicium amorphe sans contraintes s'avérant complexe, nous avons décidé d'explorer d'autres pistes.

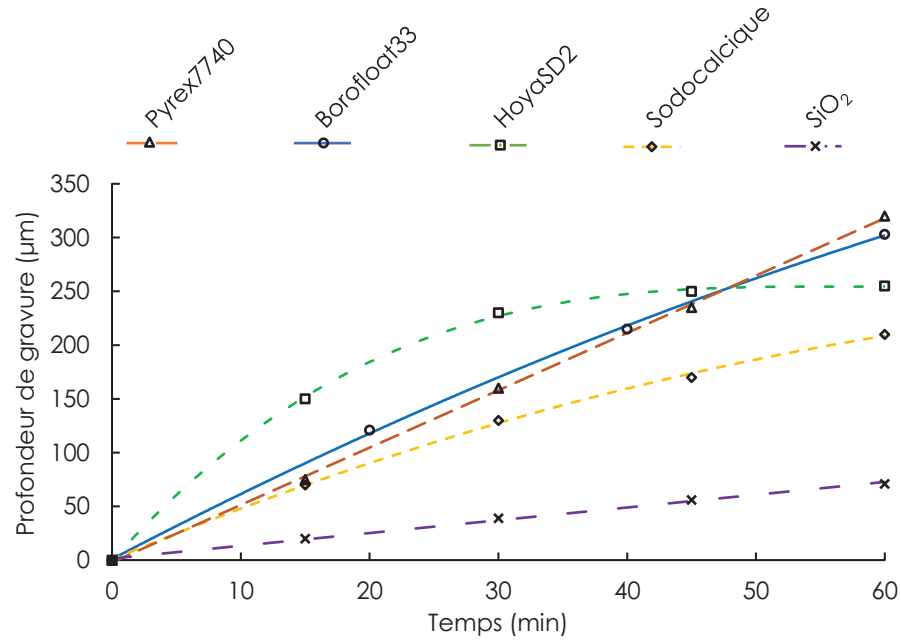


Figure 4.4 – TAUX DE GRAVURE DES SUBSTRATS DE VERRE – L'agent gravant est l'acide fluorhydrique concentré à 49%, utilisé à température ambiante. Le taux de gravure du Borofloat 33 (courbe pleine bleue) a été déterminé expérimentalement tandis que les autres mesures sont issues de [117].

Masque de Cr-Au L'utilisation d'une couche de protection chrome/or a ensuite été évaluée. Le chrome sert ici de couche d'accroche entre le verre et l'or. L'or étant un métal généralement inerte chimiquement, il résiste bien au HF. Toutefois, après déposition par évaporation de l'or, des fissures se forment dans la couche d'or pendant son refroidissement vers la température ambiante, comme montré en figure 4.6.a. L'or étant hydrophile, le HF est attiré dans ces fissures et finit par atteindre la surface du verre. Une solution à ce problème est de réaliser plusieurs dépôts successifs d'or, comme montré en figure 4.6.b.

En laissant refroidir individuellement chaque couche d'or entre chaque dépôt, les fissures formées dans les couches ont moins de chance de coïncider et ainsi le HF pénètre plus difficilement au travers de l'or.

Les résultats des essais de ces multicouches (Cr-nAu) sont montrés en figure 4.7.

Plusieurs masques Cr-Au présentant des épaisseurs différentes de couches d'or ont été testés. Dans

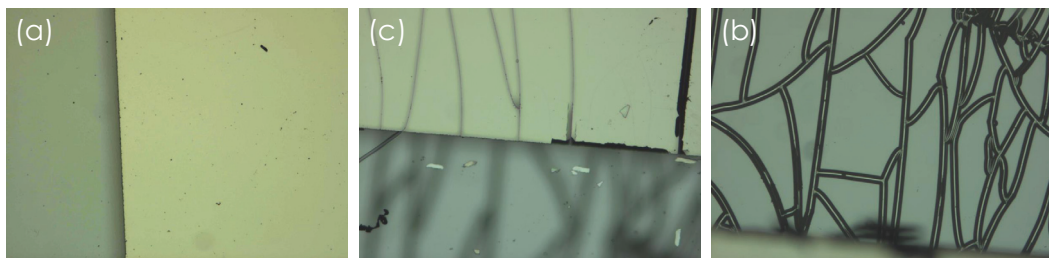


Figure 4.5 – ÉVOLUTION DU MASQUE DE SILICIUM AMORPHE APRÈS 15 MIN DE GRAVURE AU HF_{49%} – (a) Image microscope du masque avant gravure. La mise au point est faite sur la surface du silicium amorphe (droite). On peut voir le silicium déposé sur la face arrière du substrat par transparence (gauche). (b) Mise au point sur face avant après 15 min de gravure. (c) Mise au point sur face arrière après 15 min de gravure.

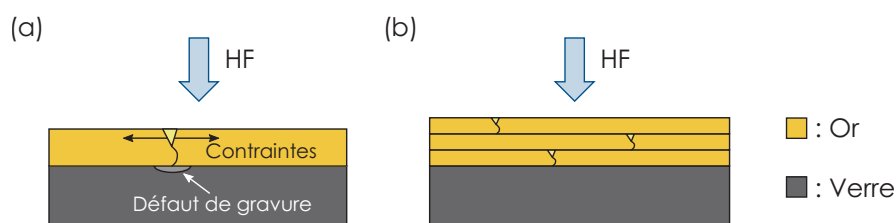


Figure 4.6 – MASQUE CR-AU – (a) Mécanisme de formation de défaut de gravure dans le verre avec un masque mono-couche. (b) L'utilisation d'un masque multi-couches prévient la formation de défauts de gravure par la non-superposition des fissures formées à la surface de l'or après déposition.

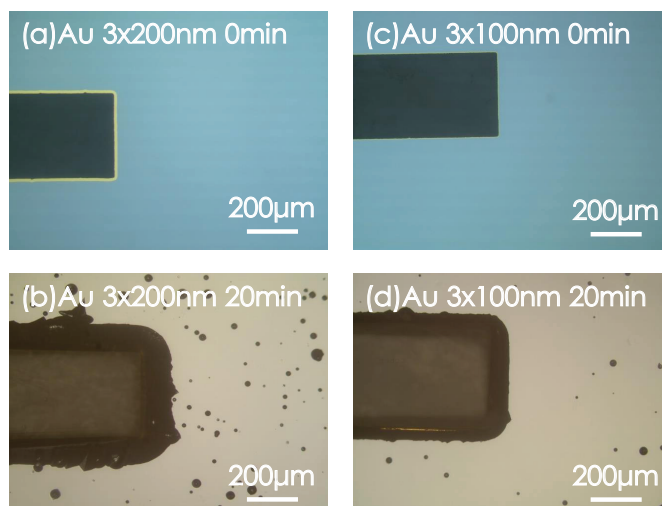


Figure 4.7 – DÉFAUTS DE GRAVURE OBSERVÉS APRÈS UTILISATION DE MASQUES CR-AU – (a) Vue arrière d'une ouverture de $350\ \mu\text{m}$ dans un masque $\text{Cr}_{20\text{nm}} : \text{Au}_{3 \times 200\text{nm}}$. (b) Défauts observés dans le verre après 20 min de gravure dans du $\text{HF}_{49\%}$ avec masque (a). (c) Vue arrière d'une ouverture de $350\ \mu\text{m}$ dans un masque $\text{Cr}_{20\text{nm}} : \text{Au}_{3 \times 100\text{nm}}$. (d) Défauts observés dans le verre après 20 min de gravure dans du $\text{HF}_{49\%}$ avec masque (c).

la suite, nous comparons deux cas : 3 couches d'or de 200 nm chacune pour le cas présenté en figure 4.7.a et 3 couches d'or de 100 nm chacune pour le cas présenté en figure 4.7. Dans chacun des cas, une couche d'accroche de chrome de 20 nm est utilisée. Comme on peut le voir, dans chacun des cas, le HF parvient à atteindre le verre censé être protégé par la couche de Cr-Au. Toutefois, la densité de défaut est inférieure pour le cas du triple couche de 100 μm . Ceci est associé au taux de déposition de ces trois couches d'or égal à $0,2\ \text{nm.s}^{-1}$ contre $0,4\ \text{nm.s}^{-1}$ pour le triple couche de 200 μm . Ce taux inférieur donne une déposition d'or présentant moins de défauts en surface et donc moins de fissures par lesquelles le HF s'infiltré.

Masque Cr-Au + résine Afin d'améliorer davantage l'efficacité de ce masque Cr-Au, il est possible de laisser la résine servant à définir les motifs de gravure du verre à la surface de l'or et la recuire afin d'améliorer son adhérence à la surface d'or. Cette résine a pour effet de boucher les fissures en surface et permet de retarder l'infiltration du HF dans ces fissures. De plus, cette résine est hydrophobe et repousse donc mieux le HF. Dans leurs travaux, Bu et al. [126] ont réussi à graver $300\ \mu\text{m}$ de pyrex en utilisant un masque double couche $\text{Cr} : \text{Au}_{2 \times 60\text{nm}} : 2 \times 400\text{nm}$ recouvert de $20\ \mu\text{m}$ de résine SPR220_7 ayant subi une étape de recuit de 50 min à 115°C . Un deuxième groupe [127] a réussi à réaliser une gravure de plus de 20h dans du HF concentré à 49%. Pour ce faire, ils utilisent une simple couche de $\text{Cr} : \text{Au}_{30\text{nm}} : 400\text{nm}$ sur laquelle est déposée une couche de $5.2\ \mu\text{m}$ de résine AZ4330. Cette résine suit

une étape de recuit à 130°C pendant 20 min.

Masque Kapton Bien que ces résultats soient impressionnants, ils n'ont pas pu être reproduits à défaut de temps. Une méthode similaire consiste à appliquer un film adhésif de Kapton hydrophobe résistant au HF sur la couche de Cr :Au. Cette méthode offre le bénéfice d'être plus simple d'application et ainsi plus rapide à développer. Cette technique, utilisée par un autre groupe de recherche [128], permet effectivement de graver le verre sur une profondeur de $300\text{ }\mu\text{m}$.

Le remplacement d'une résine photolithographique par un film adhésif de Kapton implique de trouver une approche alternative aux étapes d'étalement, exposition et développement de la résine. L'étalement du film Kapton sur la surface du substrat se fait à la main sur les faces avant et arrière des substrats. Un recuit d'une heure à 150°C est réalisé pour s'assurer que le Kapton ne se décolle pas pendant la gravure. L'exposition est remplacée par une découpe laser sur les faces avant des substrats. Le développement du Kapton se fait à la main en décollant le Kapton libéré par le laser à l'aide d'une pince et d'un microscope optique. Une étape de nettoyage à l'IPA est nécessaire pour retirer le reste des résidus d'adhésif présents dans les motifs de gravure. Après avoir gravé l'or et le chrome, notre substrat est prêt pour la gravure du verre. Le substrat avant et après gravure profonde est montré en figure 4.8. Comme on peut le voir, les motifs sont bien définis et la surface d'or est restée bien

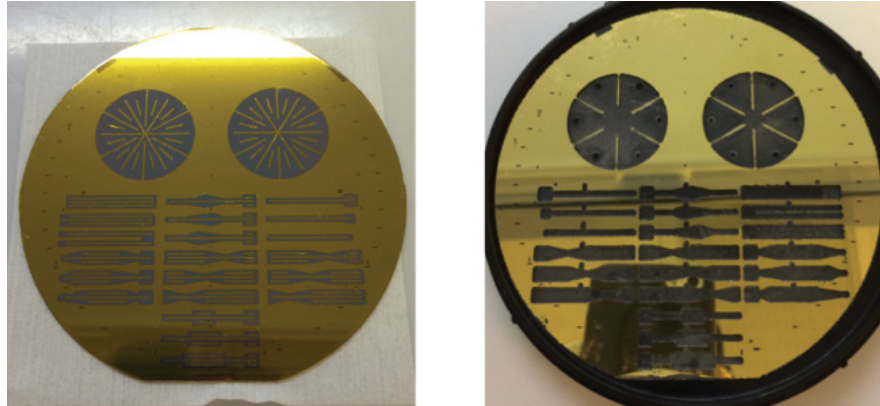


Figure 4.8 – GRAVURE DU VERRE UTILISANT UN MASQUE DE KAPTON – (a) Substrat B (motifs de gravure peu profonde) avant gravure. (b) Substrat A (motifs de gravure profonde) après gravure et retrait du film de Kapton.

protégée pendant l'heure de gravure dans le HF.

De plus, l'application de ce film de Kapton nous permet de nous abstenir de réaliser des dépôts multicouches d'or. Il a été observé que le Kapton protège parfaitement le verre lorsque celui-ci repose sur une couche d'or de 30 nm (avec une couche d'accroche de Cr de 20 nm).

Dans la suite, nous décidons d'utiliser ce film de Kapton comme un masque de gravure dans notre procédé.

4.3.3 Microcanaux réalisés

Des images MEB des sections des canaux réalisés sont montrées en figure 4.9. Ces canaux ont été réalisés par gravure humide au $\text{HF}_{49\%}$ pendant 10 min (figure 4.9.a) et 1h (figure 4.9.b) respectivement. Le masque de gravure utilisé est un film Kapton. Les motifs de gravure sont reportés sur le Kapton pendant une étape de gravure laser. Les masques utilisés sont montrés en annexe 4.B.

Premièrement, on peut voir que la surface du verre est bien protégée pendant la gravure. Deuxièmement, on peut calculer les taux de gravure vertical R_V et latéral R_L à partir des mesures de la géométrie des canaux obtenus. Ces taux de gravure sont présentés en figure 4.10.

On remarque que le taux de gravure vertical est de $5\text{ }\mu\text{m.s}^{-1}$ comme indiqué dans le tableau 4.2. De

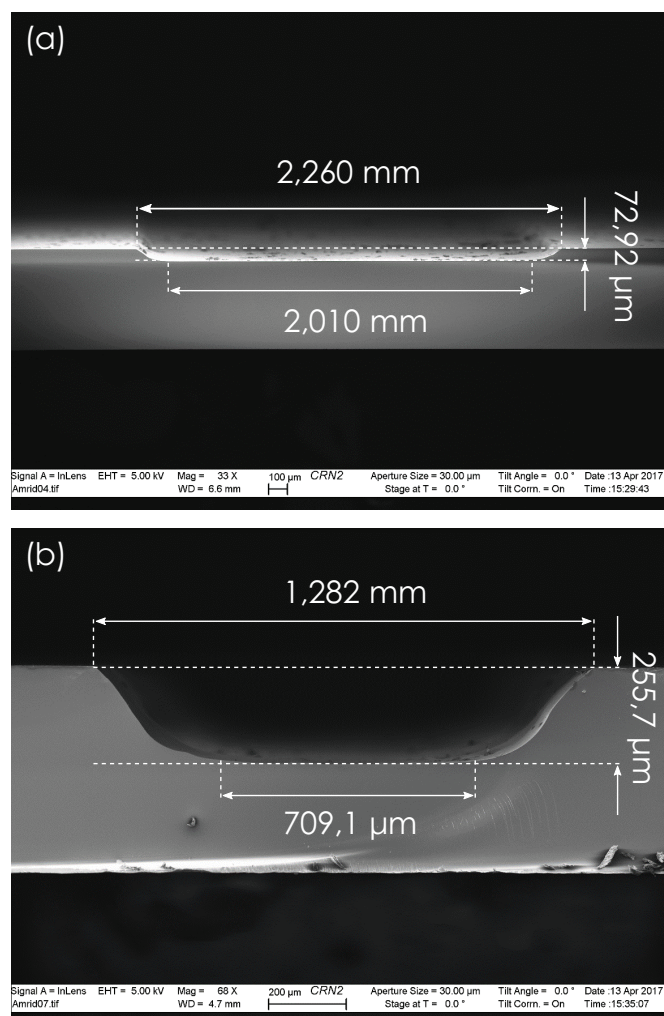


Figure 4.9 – IMAGES MEB DE DEUX CANAUX MICROFLUIDIQUES GRAVÉS – (a) Canal microfluidique obtenu après gravure d’une ouverture de 2 mm pendant 15 min. (b) Canal microfluidique obtenu après gravure d’une ouverture de 700 μm pendant 50 min.

plus, le taux de gravure latéral est supérieur au taux de gravure vertical. Ce résultat est cohérent avec l’angle de gravure inférieur à 90° observé à l’interface entre la gravure et la surface de verre protégée. Cette différence entre les taux de gravure peut s’expliquer par la contrainte s’exerçant à l’interface du masque de Cr-Au et du verre. Cette sous-gravure (“undercut”) pourrait être adoucie voire éliminée par un recuit des couches de Cr-Au de manière à relâcher les contraintes présentes à l’interface verre/Cr-Au. Toutefois cette sous-gravure peut avoir ici une autre origine. Lorsque le laser vient découper le film de Kapton, une certaine énergie est absorbée par le verre. Ainsi, les propriétés physico-chimiques du verre pourraient se trouver modifiées près de la trace de découpe. Cette hypothèse expliquerait la forte différence observée au début de la gravure (15 min) contre une plus faible différence en fin de gravure (50 min).

4.3.4 Collage des deux substrats

Le collage eutectique réalisé dans cette thèse a été développé avec l’aide d’Amrid Amnache, étudiant au doctorat dans le groupe du Pr. Fréchette. En plus d’avoir pu bénéficier de ses conseils et de son expérience en micro-fabrication, Amrid a réalisé l’ensemble des manipulations du Bonder dé-

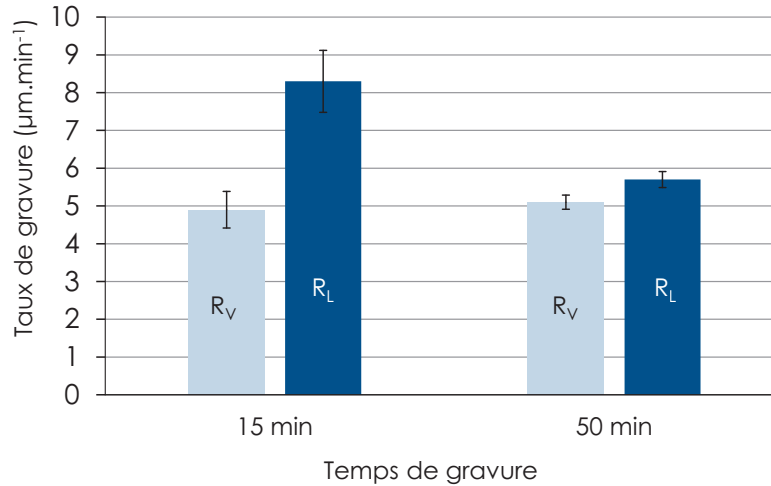


Figure 4.10 – DIFFÉRENCES MESURÉES ENTRE TAUX DE GRAVURE VERTICAL ET LATÉRAL

crites dans cette section.

Avant d'étudier le collage eutectique, un autre type de collage a été investigué, le collage direct. Cette technique présente deux inconvénients majeurs. D'une part elle nécessite que les surfaces à coller soient extrêmement lisses ($R_a < 5$ nm), d'autre part, les surfaces doivent être extrêmement propres [129, 130]. Une tentative a été faite en reproduisant le procédé suivi par Lee et al. [130]. Malgré tous nos efforts pour garder les surfaces des substrats de quartz propres, trois défauts restent visibles. Ces défauts sont causés par la présence de particules sur la surface des substrats lors du collage. Le collage direct le mieux réussi est montré en figure 4.11.

Face à ces inconvénient majeurs, la méthode de collage direct a été abandonnée.

Une autre méthode consiste à réaliser le collage à l'aide d'une couche adhésive intermédiaire, souvent un polymère [131, 132]. Toutefois, ce polymère devant être appliqué avant la gravure du verre, il a été estimé que cette méthode de collage ne serait pas compatible avec l'ensemble du procédé d'ores et déjà développé.

Il apparaît donc que le collage eutectique soit la solution la plus performante de part la formation d'un joint eutectique hermétique entre les deux substrats et l'utilisation des couches d'or précédemment utilisées lors de la gravure du verre. De plus, cette technique est plus tolérante vis-à-vis de la rugosité de surface et de la propreté des substrats [133].

La technique de collage utilisée ici est basée sur la formation d'un alliage eutectique entre les matériaux à l'interface des deux substrats. Comme le montre le diagramme de phase des alliages Au-Si présenté en figure 4.12, l'alliage eutectique est l'alliage pour lequel la température de fusion est la plus faible. Les températures de fusion des composés purs sont respectivement pour l'or et le silicium $T_{fus,Au} = 1064^\circ C$ et $T_{fus,Si} = 1314^\circ C$. La température de l'alliage eutectique $Au_{18,6\%at}Si_{81,4\%at}$ est de $363^\circ C$.

Une première condition à réaliser pour effectuer ce collage eutectique est de déposer une couche de silicium sur un premier substrat et une couche d'or sur le second substrat. Une couche d'or de 300 nm d'or est déposée sur la face avant du premier substrat (avec une couche d'accroche de 50 nm de chrome) tandis qu'une couche de silicium amorphe de 300 nm d'épaisseur est déposée par PECVD sur le second substrat (c.f. Annexe 4.A).

Une deuxième condition à réaliser est de mettre en contact l'or et le silicium. Tandis que l'or s'oxyde très peu, le silicium doit être traité juste avant le collage pour supprimer la couche d'oxyde présente à sa surface. Pour cela, un bain de 30 s dans une solution de $HF : H_2O_{(1:10)}$ est réalisé suivi d'un rinçage rapide à l'eau DI (<10 s) et d'un séchage au N_2 . Les deux substrats sont ensuite immédiatement chargés dans l'"Alignement and Wafer Bonder" (AWB - 08) de Applied Microengineering Ltd. La procédure de collage est décrite dans la figure 4.13 où sont affichées les températures de consignes et

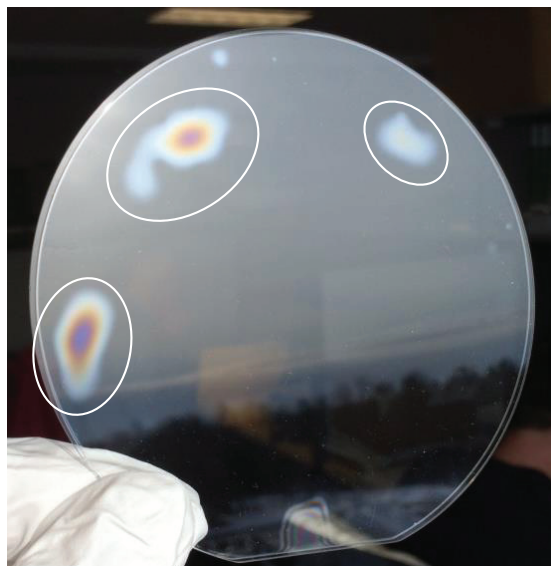


Figure 4.11 – COLLAGE DIRECT DE DEUX SUBSTRATS DE QUARTZ – Malgré nos précautions, trois particules engendrent des défauts de collage visibles par les interférences qu’ils provoquent.

les pressions de contact en fonction du temps.

Les deux substrats chargés dans le “bonder”, une aspiration sous vide à 10^{-5} bar est effectuée pendant 15 min. Cette première purge a pour but d’éliminer l’humidité au sein de la chambre ainsi que toutes les impuretés indésirables. La pression est ensuite remontée à 10^{-2} bar sous une atmosphère de N_2 afin de créer une certaine capacité de convection naturelle et ainsi mieux uniformiser la température lors de l’étape de chauffe.

Avant de mettre les deux substrats en contact, chacun des substrats est chauffé à une température de $350^{\circ}C$ à un taux de $3^{\circ}C.min^{-1}$. Pendant le temps de chauffe les substrats sont alignés grâce aux marques d’alignement. Après 2 minutes à $350^{\circ}C$, une purge à 10^{-5} bar est opérée.

Après 20 min à $350^{\circ}C$, la température des substrats est considérée uniforme et la mise en contact a lieu en exerçant une pression de 20 kN. Une fois les deux surfaces en contact, le silicium commence à diffuser dans l’or. Les deux substrats restent en contact à $350^{\circ}C$ pendant 20 min. La durée de diffusion nécessaire au collage a été estimée à partir des résultats de Abouie et al. [134]

La température est ensuite augmentée au-dessus de l’eutectique à $400^{\circ}C$ à un taux de $3^{\circ}C.min^{-1}$. Lorsque la température de consigne est atteinte, la pression est diminuée à 5 kN. Ces conditions restent constantes pour une durée de 30 min. Au cours de la montée en température au-dessus de l’eutectique, une phase liquide se forme et se répand à l’interface des deux substrats, comme illustré en figure 4.14.

La température est ensuite abaissée progressivement jusqu’à la température ambiante par convection naturelle à un taux entre 3 et $5^{\circ}C.min^{-1}$. La phase eutectique nouvellement formée se solidifie pendant le refroidissement et le collage est terminé.

Afin de garantir le succès de cette technique, plusieurs précautions doivent être prises tout au long de la procédure de collage :

- les surfaces doivent être désoxydées juste avant le collage. En effet, une couche d’oxyde préviendrait la diffusion du silicium dans l’or et l’alliage eutectique ne pourrait jamais être formé.
- les coefficients de dilatation thermique entre l’eutectique et le matériau du substrat sont différents. Ainsi la phase de refroidissement doit être faite de manière contrôlée afin de ne pas occasionner de fracture aux interfaces entre les substrats et la phase eutectique.

En raison de la formation d’une phase liquide, le collage eutectique Au-Si présente le bénéfice de réussir, même en présence d’une certaine rugosité de surface. De plus, la solidification de la phase

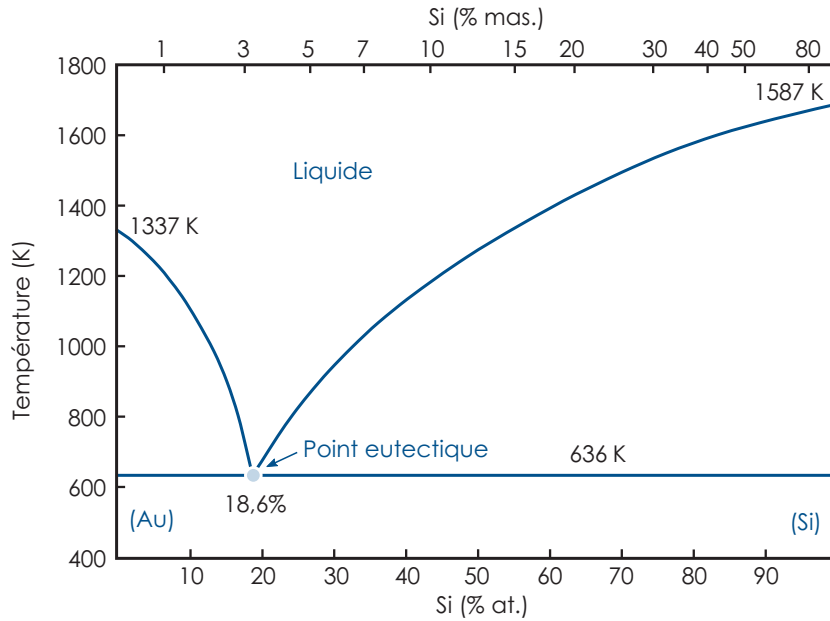


Figure 4.12 – DIAGRAMME DE PHASE DE L'ALLIAGE SI-AU

liquide permet d'obtenir une bonne étanchéité entre les deux surfaces jointes. L'interface de collage eutectique est montré en figure 4.15. Comme on peut le voir, le joint eutectique est bien formé entre les deux substrats. De plus, aucune infiltration majeure de l'alliage eutectique n'a eu lieu dans le canal microfluidique.

À notre connaissance, il s'agit du premier collage eutectique réalisé pour coller deux substrats de verre. D'ordre général, les épaisseurs des couches de silicium et d'or sont de l'ordre du micromètre pour chacune. Ce collage a été réalisé avec des couches de silicium et d'or de 300 nm d'épaisseur chacune.

4.3.5 Micro-oscillateurs fabriqués

À la suite du développement du procédé de micro-fabrication, nous avons réalisé une plaque de dispositifs. Les contraintes de temps ne nous ont pas permis de réaliser plus de dispositifs. Les dispositifs réalisés sont montrés en figure 4.16.

Comme on peut le voir, 23 dispositifs ont été réalisés. Deux types de configurations ont été testées. Le premier type cherche à reproduire le comportement observé à l'échelle macro-métrique avec des configurations linéaires. Le deuxième type veut explorer la possibilité de mettre en commun plusieurs chambres de liquides avec une chambre de vapeur dans une configuration circulaire. Le détail des géométries fabriquées est présenté en annexe 4.C.

En plus de la coloration dorée due à l'alliage eutectique liant les deux substrats entre eux, on observe des motifs rouges au sein des canaux. Ces motifs sont formés par la couche de silicium amorphe de 300 nm d'épaisseur restant à l'issue du procédé. Lors du collage eutectique, ces zones ne se trouvaient pas en contact avec de l'or, déposé sur le second substrat.

Configurations linéaires

Une seule plaque de dispositifs a été fabriquée avec succès. En anticipation, plusieurs géométries de canaux ont été réalisées sur la même plaque afin de maximiser les chances d'observer un comportement oscillatoire en utilisant un dispositif micrométrique. L'effet de la capacité thermique des parois restant inconnu, nous avons décidé de privilégier la fabrication d'un grand nombre de dispo-

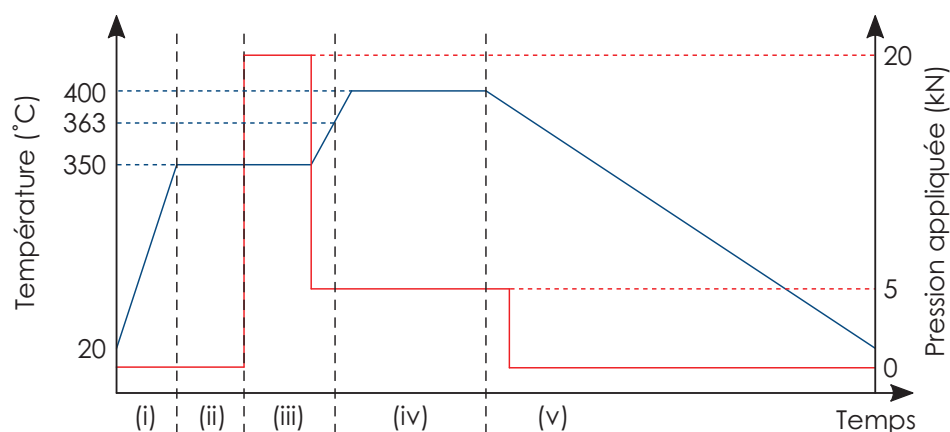


Figure 4.13 – PROCÉDURE DU COLLAGE EUTECTIQUE DANS LE BONDER – La procédure de collage peut être divisée en 5 phases : (i) Montée en température des substrats, (ii) Uniformisation de la température, (iii) Diffusion, (iv) Formation de l'eutectique, (v) Descente à la température ambiante

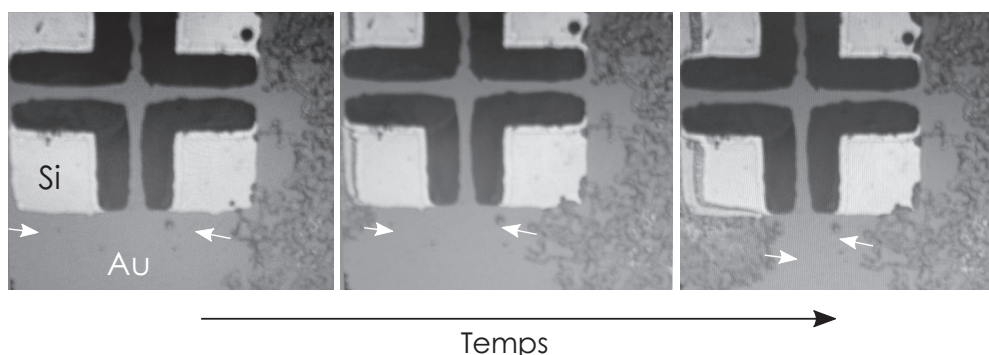


Figure 4.14 – FORMATION DE L'EUTECTIQUE – Ces images infrarouges obtenues via les caméras du bonder montrent la progression (flèches blanches) du front eutectique lors de la montée en température à 400°C. Le silicium amorphe est en blanc tandis que l'or est en gris.

sitifs présentant une grande diversité d'épaisseur de parois le long de l'écoulement.

Dans l'idée de permettre des mesures de pression, un canal secondaire a été conçu pour permettre l'installation d'un capillaire extérieur menant à un capteur de pression.

Configurations circulaires

Des configurations circulaires ont été réalisées. Cette réalisation montre que la fabrication de dispositifs mettant une chambre de vapeur en commun avec plusieurs zones liquides est possible. Le comportement de ces dispositifs restant chaotique, il ne sera pas présenté ici.

4.4 Test des microstructures

Une fois les dispositifs fabriqués, nous les avons testés pour observer leur fonctionnement. Le but ici est de pouvoir vérifier si un comportement oscillatoire similaire à celui produit par le dispositif macrométrique est reproduit par le dispositif micrométrique. Tout autre comportement d'intérêt sera aussi reporté.

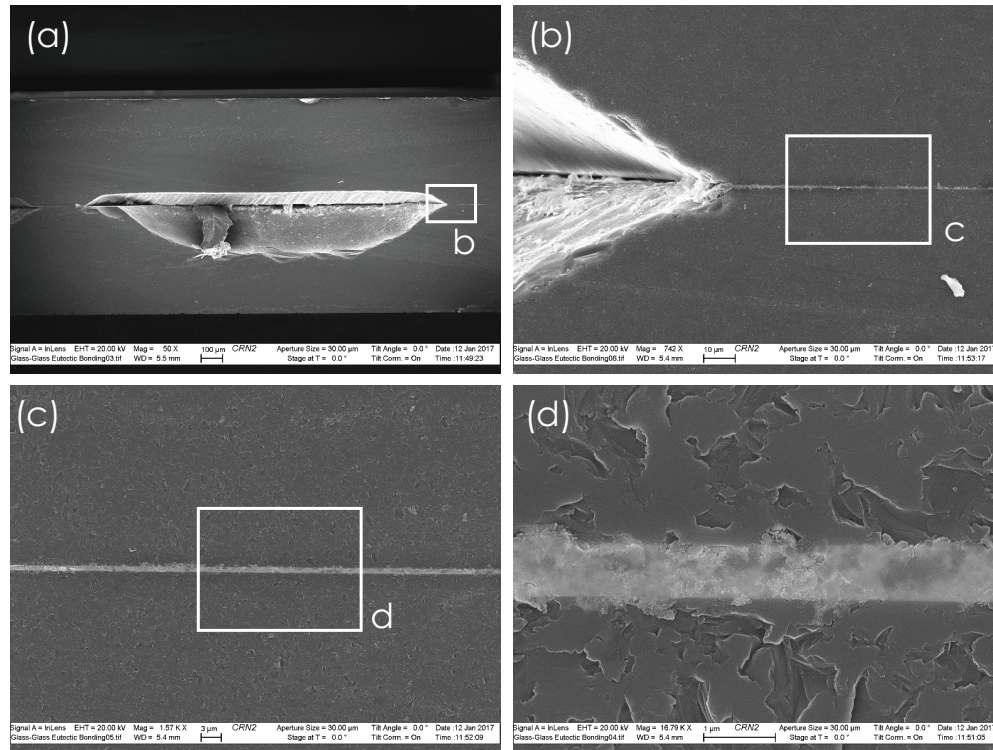


Figure 4.15 – IMAGE MEB DU JOINT EUTECTIQUE FORMÉ

4.4.1 Banc de test et protocole expérimental

Banc de test

Le banc de test utilisé est montré en figure 4.17. Il se compose de deux blocs d'aluminium. L'un va être utilisé en tant qu'évaporateur (source chaude) tandis que le second est utilisé en tant que source froide. Des fentes sont usinées dans l'aluminium pour permettre aux dispositifs micro de pouvoir s'y insérer. Le bloc "chaud" est placé sur une plaque chauffante tandis que le bloc "froid" repose sur une plateforme surélevée. La chaleur atteignant le bloc "froid" est évacuée par convection. Des mesures de position du ménisque sont rendues possibles grâce à une caméra haute vitesse. De ces mesures, nous pouvons extraire l'amplitude spatiale des oscillations ainsi que la fréquence d'opération des dispositifs.

Une mesure de la pression était initialement prévue. Pour cela, un canal secondaire, perpendiculaire au canal principal a été gravé dans le verre, comme le montre la figure 4.1. Les mesures de pression se révélant finalement impossibles, plusieurs options ont été explorées pour boucher ce canal :

- un bouchon de PDMS (Sylgard 184 Silicone Elastomer),
- un point de colle epoxy (Epoxy haute température 3M Scotch Weld DP 760),
- un point de soudure.

Les deux premiers matériaux testés, PDMS et Epoxy, se trouvent aspirés par capillarité dans le canal lors de l'application d'une faible quantité de produit. Le produit se répand le long des microstructures et rend le dispositif inutilisable une fois figé.

Le point de soudure est la seule solution parmi les trois testées permettant de boucher effectivement le canal sans être aspiré au sein de ce dernier. Toutefois, ce point métallique entraînera la formation d'un point chaud local lors de l'application de la chaleur durant les expériences. Ainsi, pour une température de source chaude suffisamment élevée, un deuxième volume de vapeur se développera.

Une dernière solution consiste à ne pas boucher le canal. Cette solution limite considérablement la

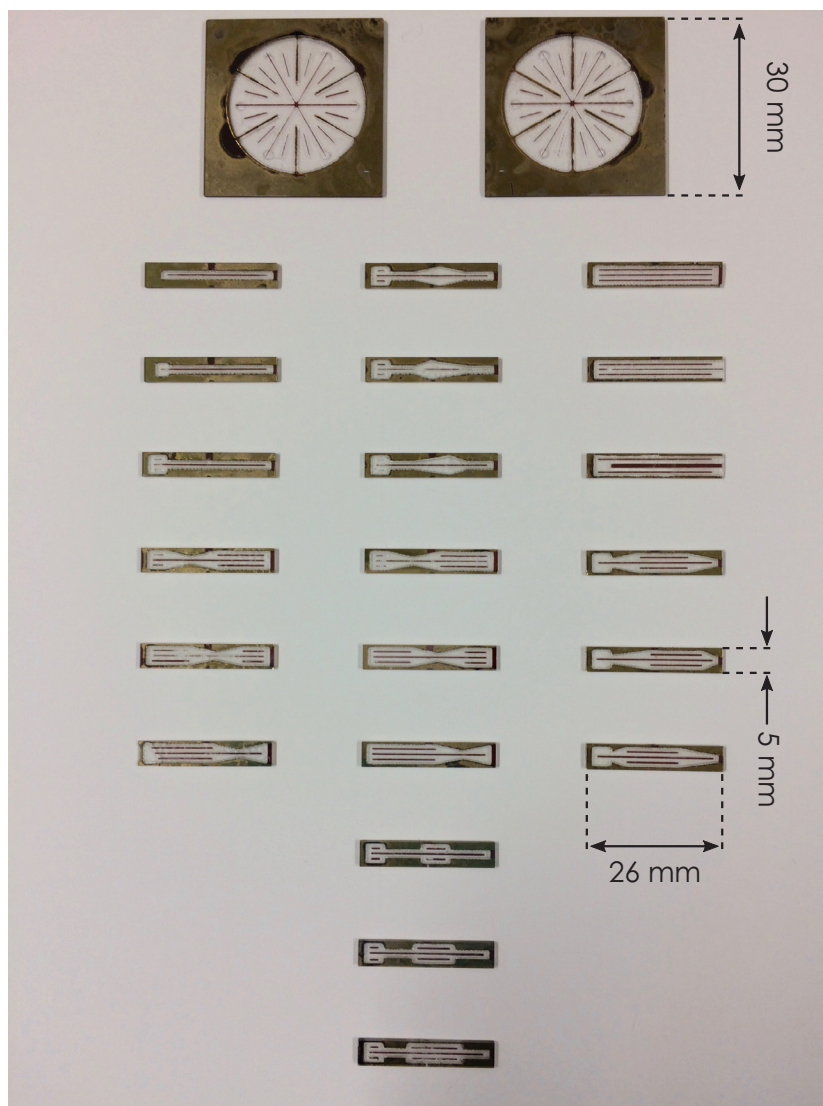


Figure 4.16 – DISPOSITIFS MICROFABRIQUÉS

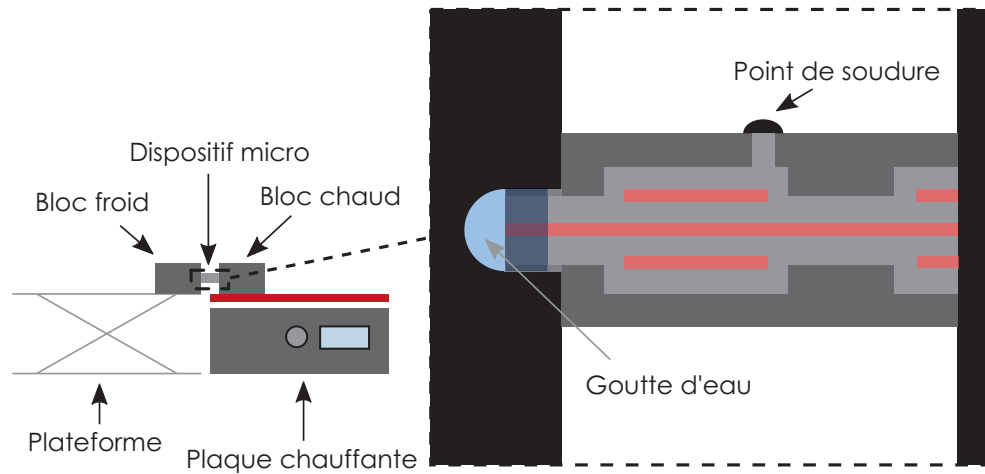
plage d'exploration en température de nos dispositifs. En effet, une fois que le volume de vapeur atteint ce canal secondaire, la vapeur s'échappe du dispositif et son comportement est compromis.

Protocole expérimental

Le protocole expérimental détaillé est présenté en annexe [4.D](#).

Remplissage des dispositifs Les dispositifs testés sont d'abord remplis d'eau dégazée. Chaque dispositif dispose d'une extrémité bouchée et d'une extrémité ouverte. Ils sont placés dans un bécher d'eau distillée et dégazée avant d'être placés sous cloche où la pression est diminuée. Au fur et à mesure que la pression au sein de la cloche diminue, l'air présent dans les canaux s'échappe et se trouve remplacé par de l'eau. Après 20 min sous aspiration, la pression est rétablie à l'ambiante sous la cloche.

(a)



(b)

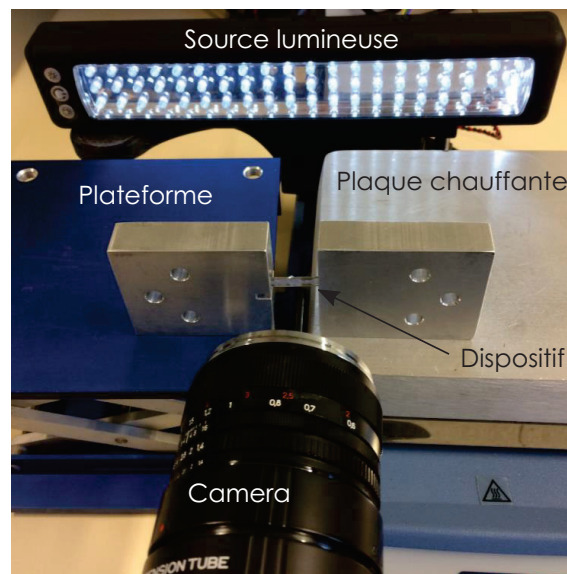


Figure 4.17 – BANC DE TEST DES DISPOSITIFS MICROMÉTRIQUES – (a) Schéma du mécanisme de chauffage des dispositifs. (b) Photo du montage expérimental montrant la prise de vue à la caméra et la source lumineuse associée.

Assemblage du banc de test Les dispositifs sont ensuite insérés, par leur extrémité fermée, dans la fente du bloc chaud dans laquelle de la cire thermique a été préalablement déposée. Une fois l'excès de cire enlevé, l'extrémité ouverte des dispositifs est insérée dans la fente du bloc froid dans laquelle une goutte d'eau a été préalablement placée. Avant de commencer les mesures, on s'assure qu'aucune bulle d'air n'est présente le long des micro-canaux.

Procédure des tests Chaque test commence à une température de plaque chauffante de 95°C . Une première fois, la température est montée à 105°C . Au bout de 20 min, la température de la plaque chauffante est montée à 110°C . Toutes les 10 min, une observation à la caméra est faite et une photo du dispositif est prise. Si un comportement dynamique est observé, une vidéo est prise et l'observation du régime est prolongée pendant un minimum de 5 min. La température de la plaque chauffante est montée à un taux inférieur ou égal à 5°C toutes les 10 min.

Il est important de noter une différence de comportement avec le banc macro. La vapeur apparaît entre 100 et 105°C dans le cas macro contre une température supérieure généralement située autour de 120°C dans le cas micro.

4.4.2 Comportements observés

Comportement oscillatoire

Le comportement oscillatoire se rapprochant le plus du comportement du dispositif macroscopique est observé pour une température de plaque chauffante de 175°C pour le dispositif représenté en figure 4.18. Parmi les dispositifs réalisés, il s'agit de celui conçu pour obtenir un gradient thermique maximal le long du canal micro-fluidique.

Comme montré en figure 4.18.a, deux phases vapeurs distinctes sont formées à cette température. La première naît du flux de chaleur venant du bloc chaud. La seconde est entretenue par la chaleur issue du point de soudure, agissant comme un point chaud.

Les oscillations observées opèrent à une fréquence proche de 500 Hz avec une amplitude de quelques dizaines de microns seulement. Elles sont auto-entretenues et le régime oscillatoire apparaît de manière passive. Avec une acquisition d'image à 2 kHz, le cycle auto-oscillant est complété en 5 images seulement, comme le montre la figure 4.18.b.

Du fait de la faible amplitudes des oscillations, elles n'apparaissent pas clairement sur les images montrées en figure 4.18.b. En conséquence, nous allons dans la suite traiter ces images afin de faire apparaître plus clairement ces oscillations.

À partir de la série d'images acquises (*Images*), nous construisons une nouvelle série d'images, *Images_{Dif}*, en faisant la différence entre chaque image successive selon :

$$Images_{Dif,i} = Images_{i+1} - Images_i$$

Cela a pour effet d'effacer ce que les deux images *Images_{i+1}* et *Images_i* ont en commun et ainsi de faire ressortir ce qui a changé entre chaque image, comme montré en figure 4.19.

À la suite de ce traitement, nous pouvons suivre un point précis de la série *Images_{Dif}* nouvellement formée en fonction du temps. Ce point est choisi dans la zone des oscillations. Le graphique produit est présenté en figure 4.20.

Étant donné que la fréquence d'acquisition des images est proche de la fréquence des oscillations, le caractère oscillant n'est pas visible sur le nuage de points lui-même. Pour cette raison, une courbe paramétrée est superposée sur le nuage de points. Les paramètres de cette sinusoïde sont : son amplitude, sa fréquence et sa phase. Ils sont définis comme :

$$S(t) = S_0 \cdot \sin(2\pi ft + \phi) \quad ; \quad S_0 = 255 \quad ; \quad f = 542,2 \text{ Hz} \quad ; \quad \phi = 0,8.2\pi$$

Ainsi nous avons observé un comportement oscillatoire à une fréquence de 542 Hz et une faible amplitude de l'ordre de plusieurs dizaines de microns dans un dispositif miniature. Bien que ce com-

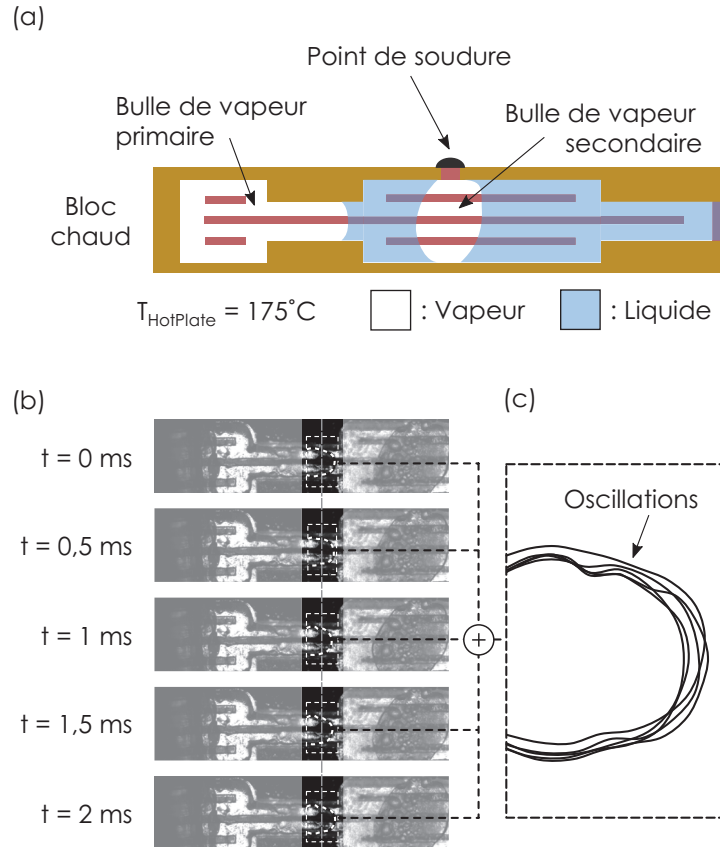


Figure 4.18 – COMPORTEMENT OSCILLATOIRE OBSERVÉ DANS LE CAS MICRO – (a) Schéma des phases vapeur et liquide présentes dans le dispositif dans les conditions expérimentales associées. (b) Images montrant le cycle oscillatoire complété.

portement ne soit pas encore maîtrisé à ces échelles, nous avons cependant démontré qu'il existait bel et bien.

Comportement explosif

Un deuxième type de comportement, explosif, a été observé pour une température de plaque chaude de 135°C . Comme montré dans la figure 4.21.a, le dispositif utilisé présente une géométrie différente du cas oscillatoire présenté précédemment et le canal secondaire n'a pas été bouché.

Le comportement explosif est auto-démarrant et auto-entretenu. Une observation des vidéos du comportement indique que ces explosions naissent de l'évaporation soudaine d'un volume d'eau depuis l'extrémité chaude du dispositif.

Le déplacement du ménisque résultant de l'explosion est montré en figure 4.21.b. Le déplacement observé est de l'ordre de plusieurs centaines de microns. Comme montré en figure 4.21, la fréquence des explosions est de 2 Hz.

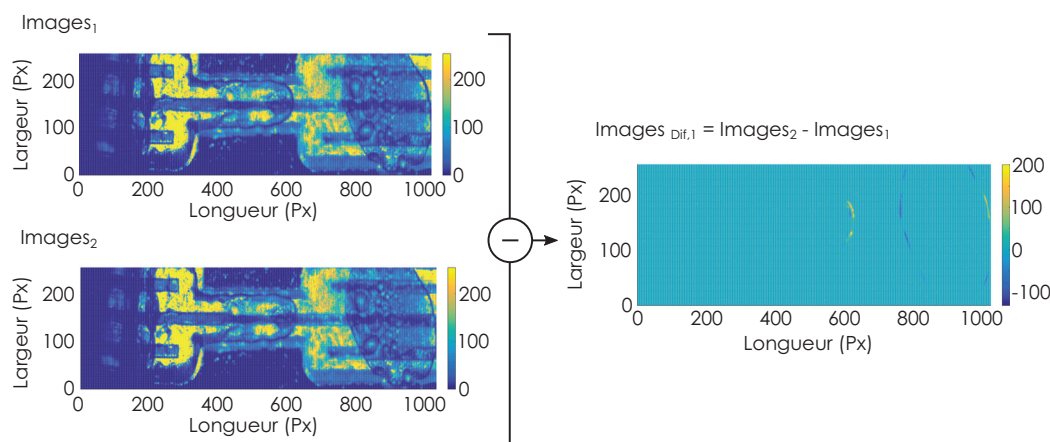


Figure 4.19 – TRAITEMENT DES IMAGES MONTRANT LES OSCILLATIONS OBSERVÉES – (a) Première image acquise ($Images_1$). (b) Deuxième image acquise ($Images_2$). (c) Différence des deux images ($Images_{Dif,1} = Images_2 - Images_1$).

4.5 Conclusion

Un procédé de micro-fabrication permettant de fabriquer des dispositifs thermo-fluidiques oscillants a été développé avec succès.

Ce procédé fait intervenir entre autre une gravure profonde du verre. Pour cela, un masque constitué d'un film de Kapton a été utilisé. Ce masque résiste de manière efficace pendant l'heure de gravure au HF concentré nécessaire pour atteindre la profondeur de gravure ciblée.

L'utilisation de ce film de Kapton fait intervenir par la suite une étape de découpe laser afin de libérer les motifs de gravure. Le laser, en traçant les motifs de gravure à la surface du film de Kapton, entraîne un échauffement du verre. À l'issue de la gravure des canaux, une ondulation des parois des canaux est visible, comme montré en figure 4.22.

Ces ondulations favoriseraient la surchauffe d'un petit volume d'eau jusqu'à sa vaporisation subite, menant à l'établissement d'un régime explosif. Un canal mieux défini, aux parois plus droites, permettrait possiblement d'atténuer cet effet et ainsi d'éliminer le régime explosif. Pour cela, l'utilisation d'un masque de gravure utilisant une résine photosensible est encouragée.

Par ailleurs, un collage hermétique des deux substrats de verre utilisés a été obtenu par formation d'un alliage eutectique. À notre connaissance, il s'agit de la première utilisation d'un collage eutectique pour l'assemblage de deux substrats de verre. De plus, l'épaisseur des couches d'or et de silicium utilisées (300 nm) est faible comparée aux épaisseurs usuellement utilisées lors d'un tel procédé, de l'ordre du micron.

Finalement, un comportement oscillatoire a été observé, démontrant que le principe d'oscillateur thermo-fluidique est miniaturisable. Cependant, en l'absence de mesures de pression de vapeur au cours du cycle, nous ne sommes pas capables aujourd'hui d'estimer le potentiel de ces dispositifs micrométriques en tant que machines thermiques. Le développement de cette technologie présente toutefois un intérêt certain aux vues des fréquences obtenues. Pour cela, d'autres géométries de canaux, d'autres fluides de travail peuvent être envisagés.

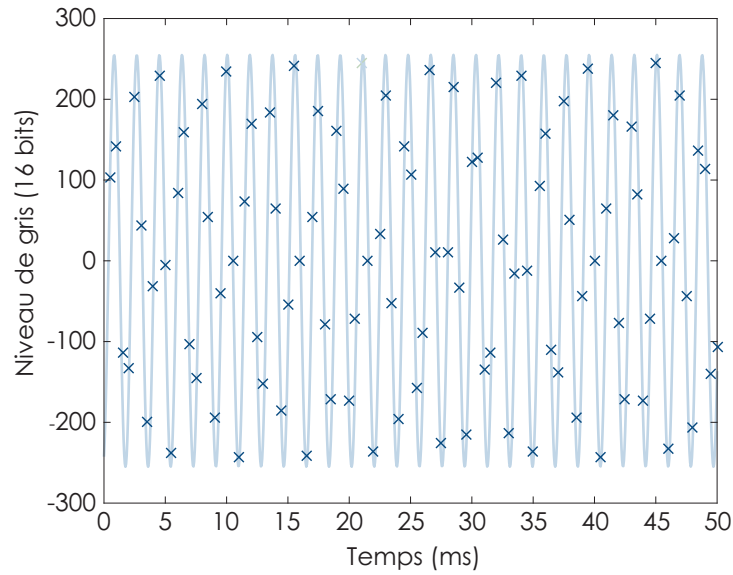


Figure 4.20 – COMPORTEMENT OSCILLATOIRE OBSERVÉ DANS LE DISPOSITIF MICRO – En raison de la faible fréquence d'acquisition des images par rapport à la fréquence des oscillations, une sinusoïde paramétrée (courbe rouge) est superposée sur le signal obtenu (nuage de points bleus).

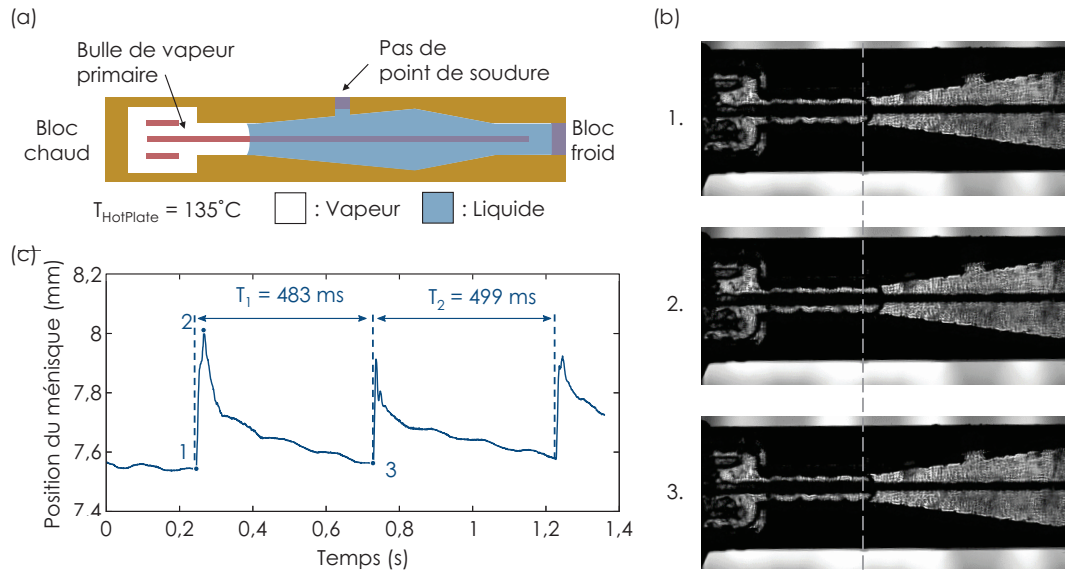


Figure 4.21 – COMPORTEMENT EXPLOSIF OBSERVÉ DANS LE DISPOSITIF MICRO – (a) Schéma de la configuration du dispositif lors de l'observation du comportement explosif. Le canal secondaire est laissé ouvert. La température de la plaque chauffante est de 135°C. (b) Images du dispositif au points : 1) début de l'explosion ; 2) Point de déplacement extrême du ménisque ; 3) Fin de la phase de détente. (c) Figure de la position du ménisque (mm) en fonction du temps d'acquisition (s). La fréquence des explosions est de 2 Hz ($1/T_1 = 2,07$ Hz, $1/T_2 = 2,01$ Hz).

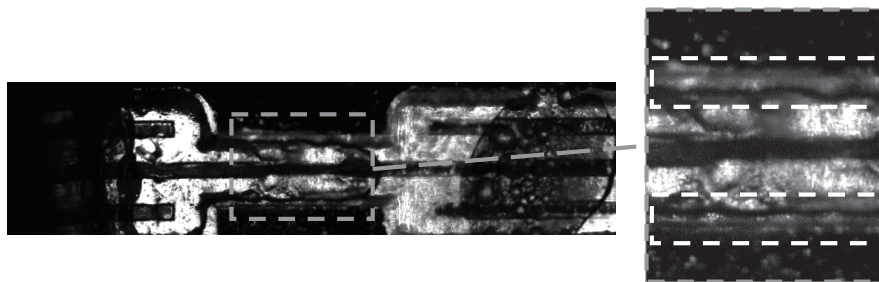


Figure 4.22 – ONDULATIONS DES PAROIS DES CANAUX GRAVÉS – Ces ondulations seraient causées par l'utilisation du laser lors de la découpe des motifs de gravure dans le film de Kapton.

4.A Présentation du procédé général

Le procédé peut se décomposer en trois étapes principales. La première est la fonctionnalisation des surfaces (dépôts des couches Cr-Au et a-Si). La deuxième est la gravure des tranchées sur chaque gaufre. Enfin, le collage eutectique conclut la fabrication des structures micro-fluidiques.

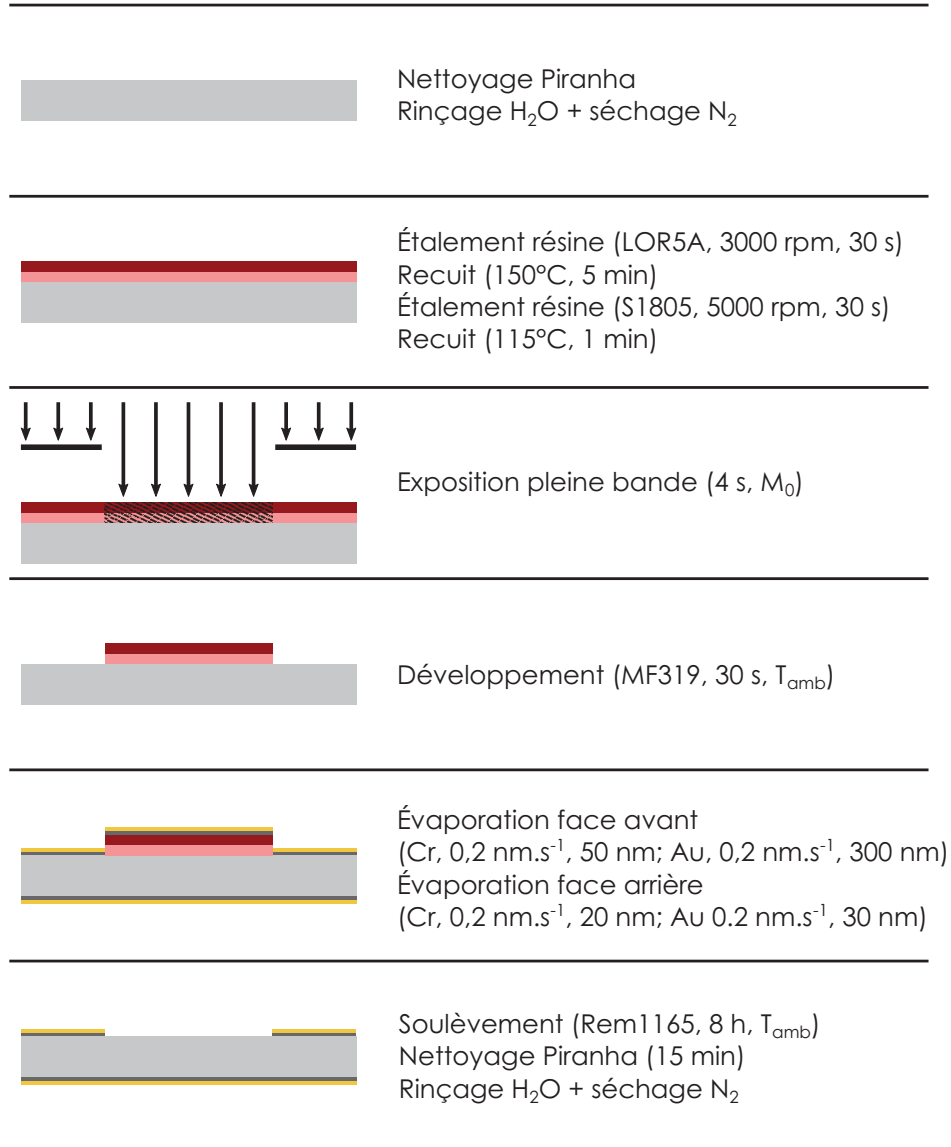


Figure 4.23 – PROCESS1A

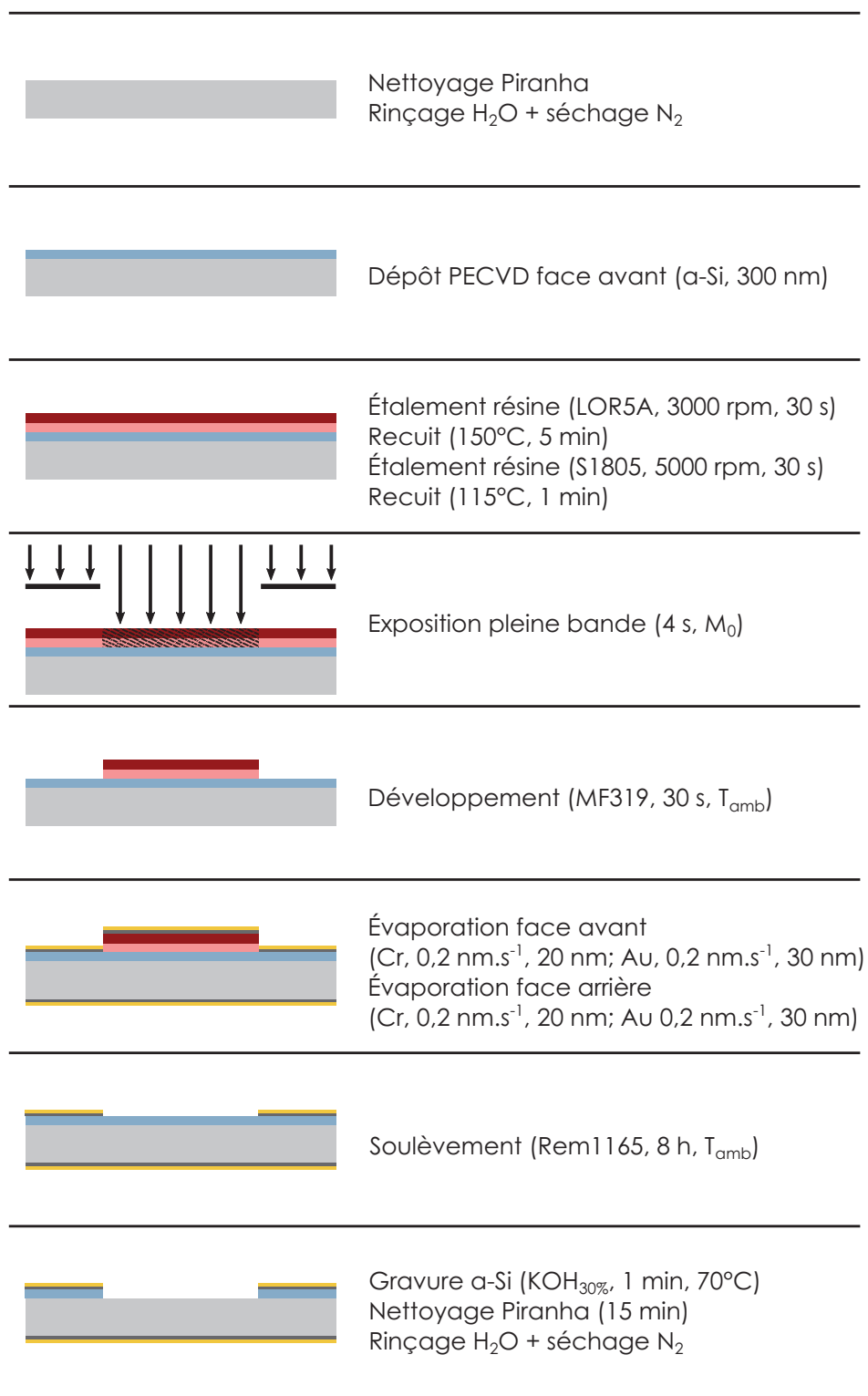


Figure 4.24 – PROCESS1B

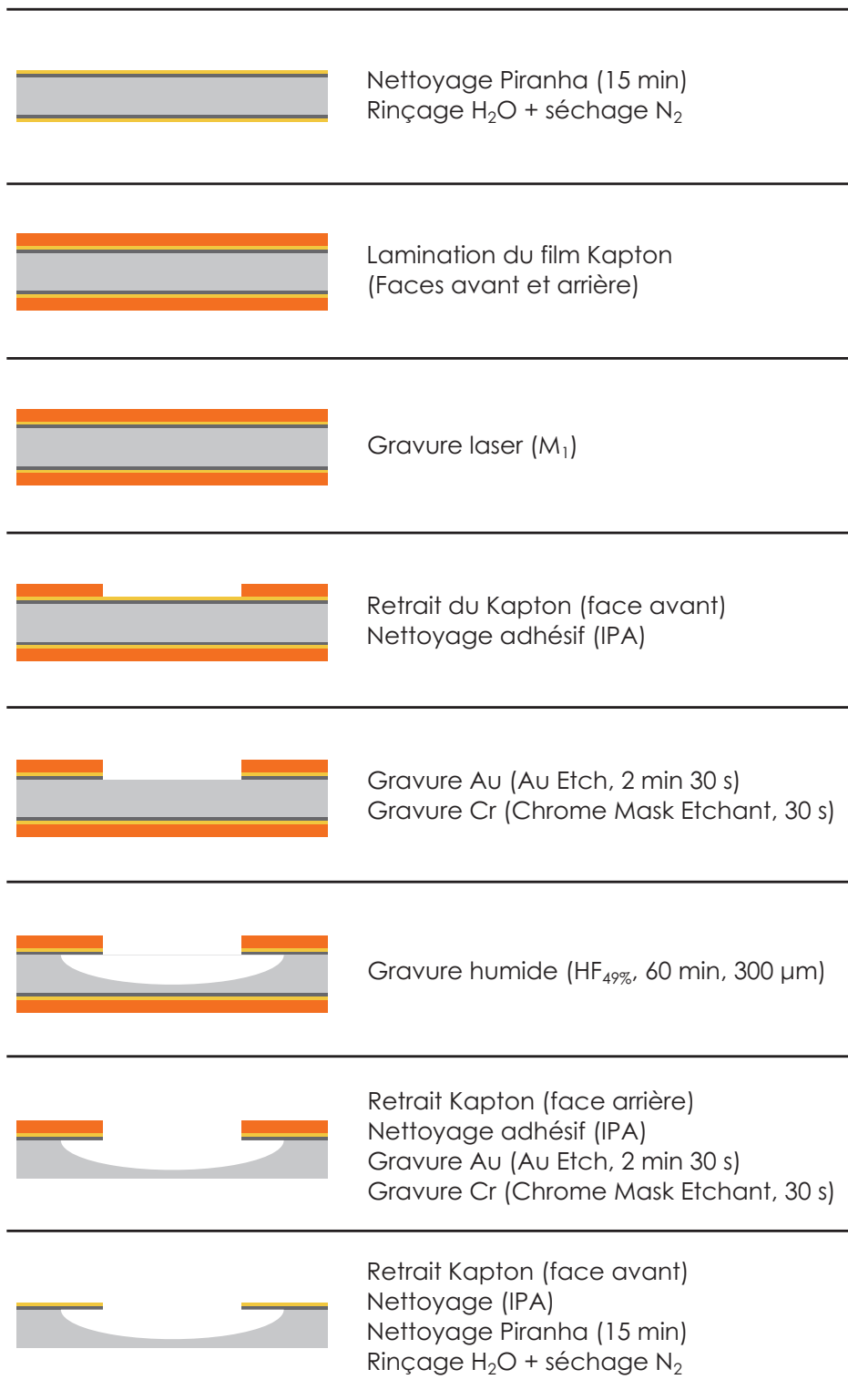


Figure 4.25 – PROCESS2A

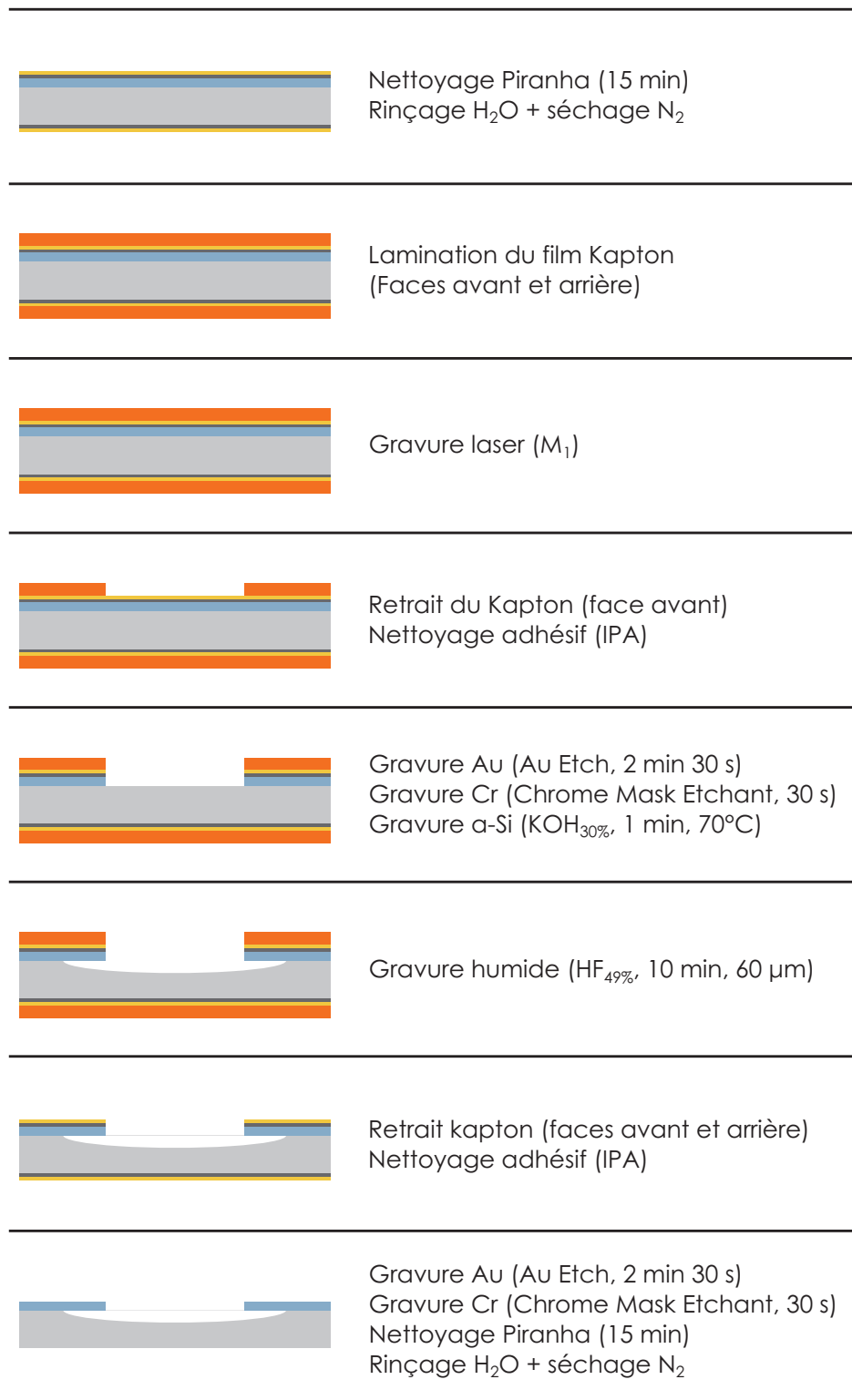


Figure 4.26 – PROCESS2B



Gaufre A :
Au Etch (5 s)
Nettoyage Piranha (15 min)
Rinçage H₂O + séchage N₂



Gaufre B :
HF_{1:10} (30 s)
Rinçage H₂O + séchage N₂



Alignement IR
Chauffe (350°C, 20 min)
Contact (20 kN, 20 min)
Chauffe + Contact (400°C, 5 kN, 30 min)

Figure 4.27 – PROCESS3

4.B Présentation des masques utilisés

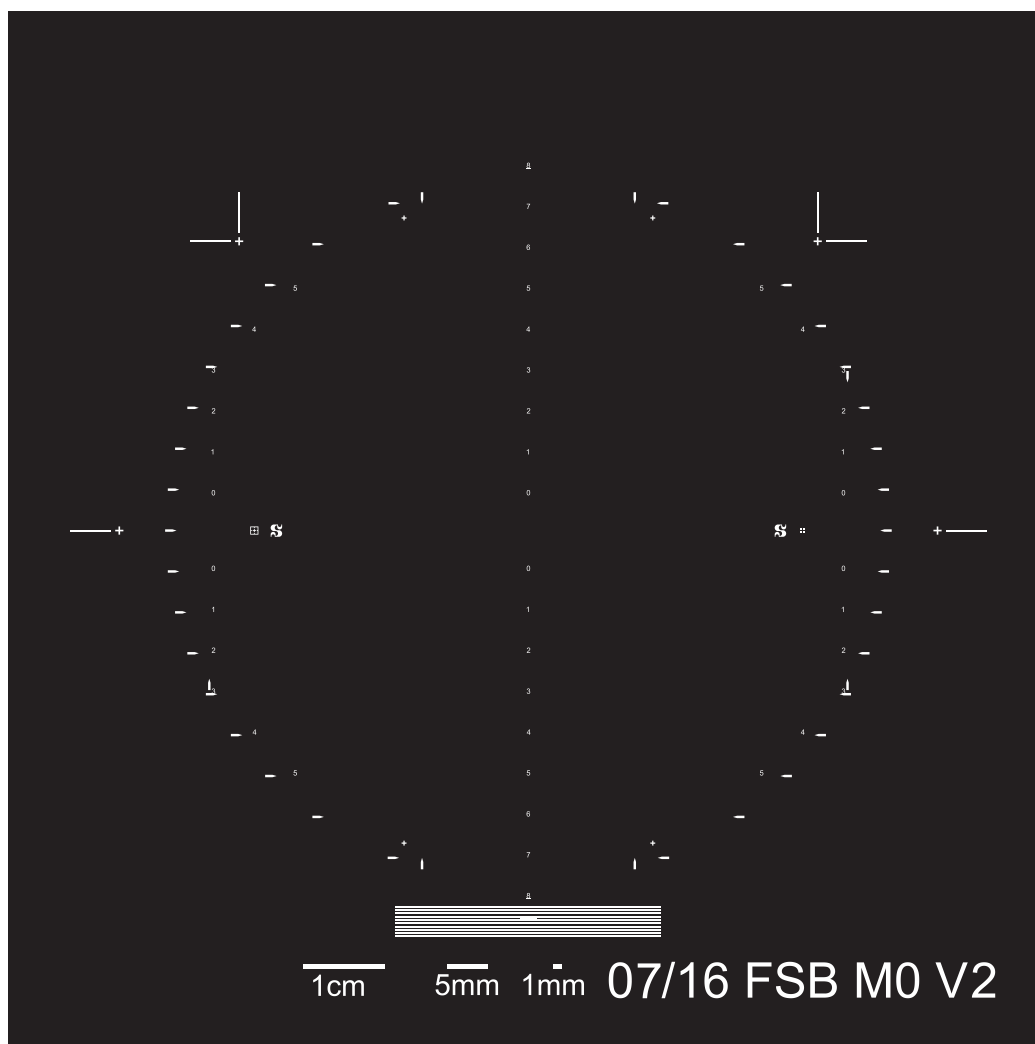


Figure 4.28 – MASQUE M0 – Ce masque sert à placer les marques d’alignement et de découpe sur les plaques.

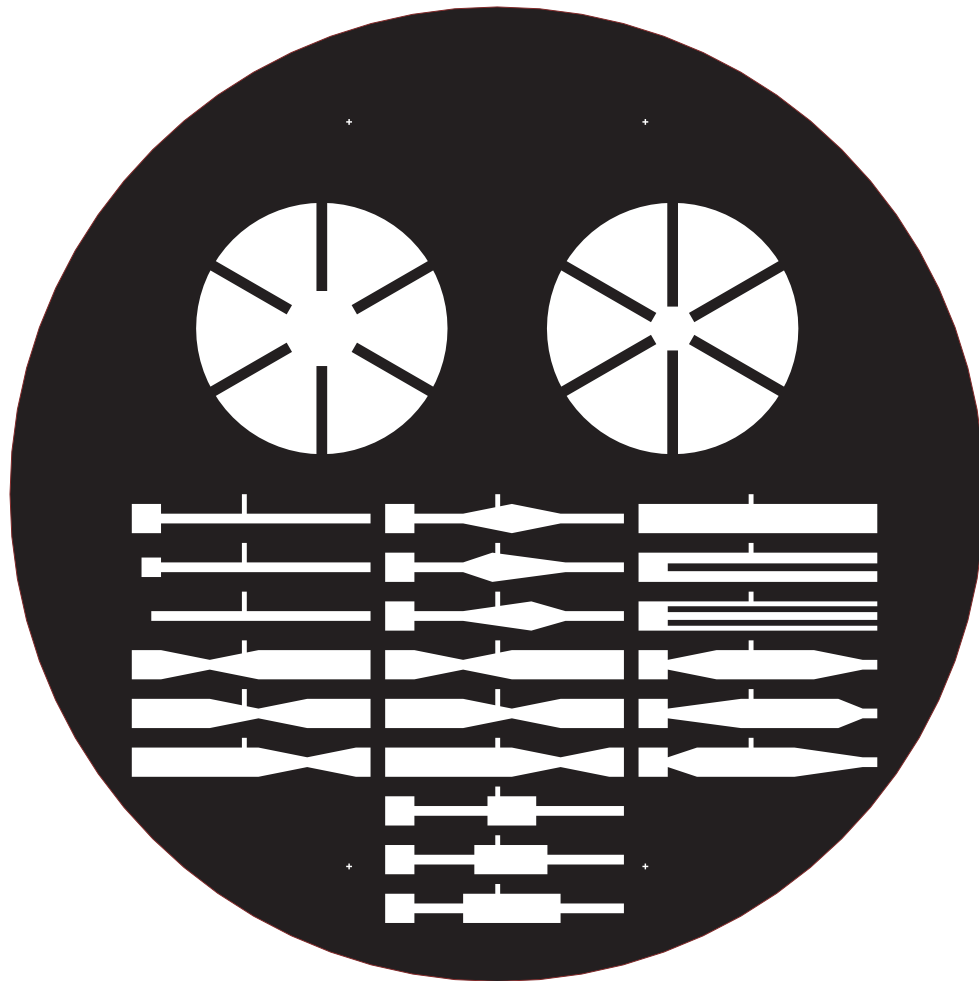


Figure 4.29 – MASQUE M1

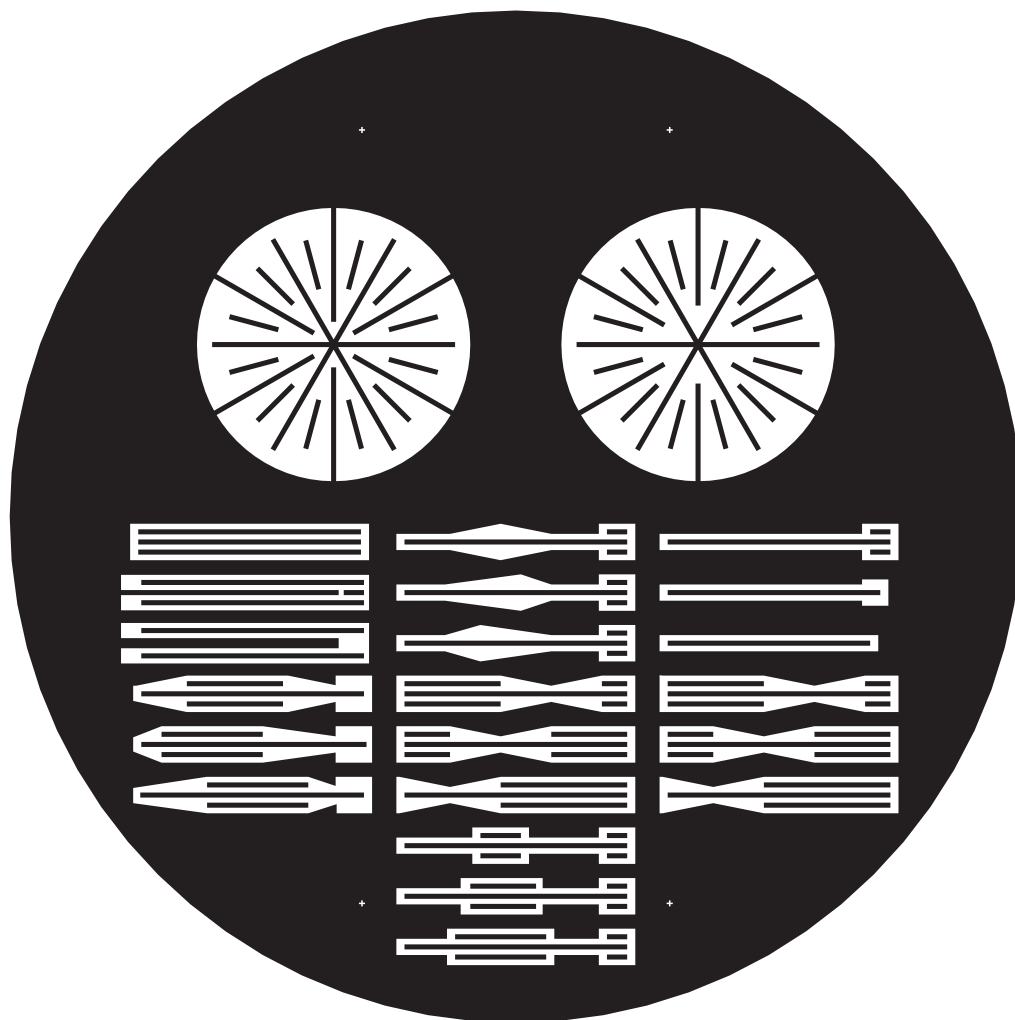


Figure 4.30 – MASQUE M2

4.C Géométries détaillées des dispositifs micro-fabriqués

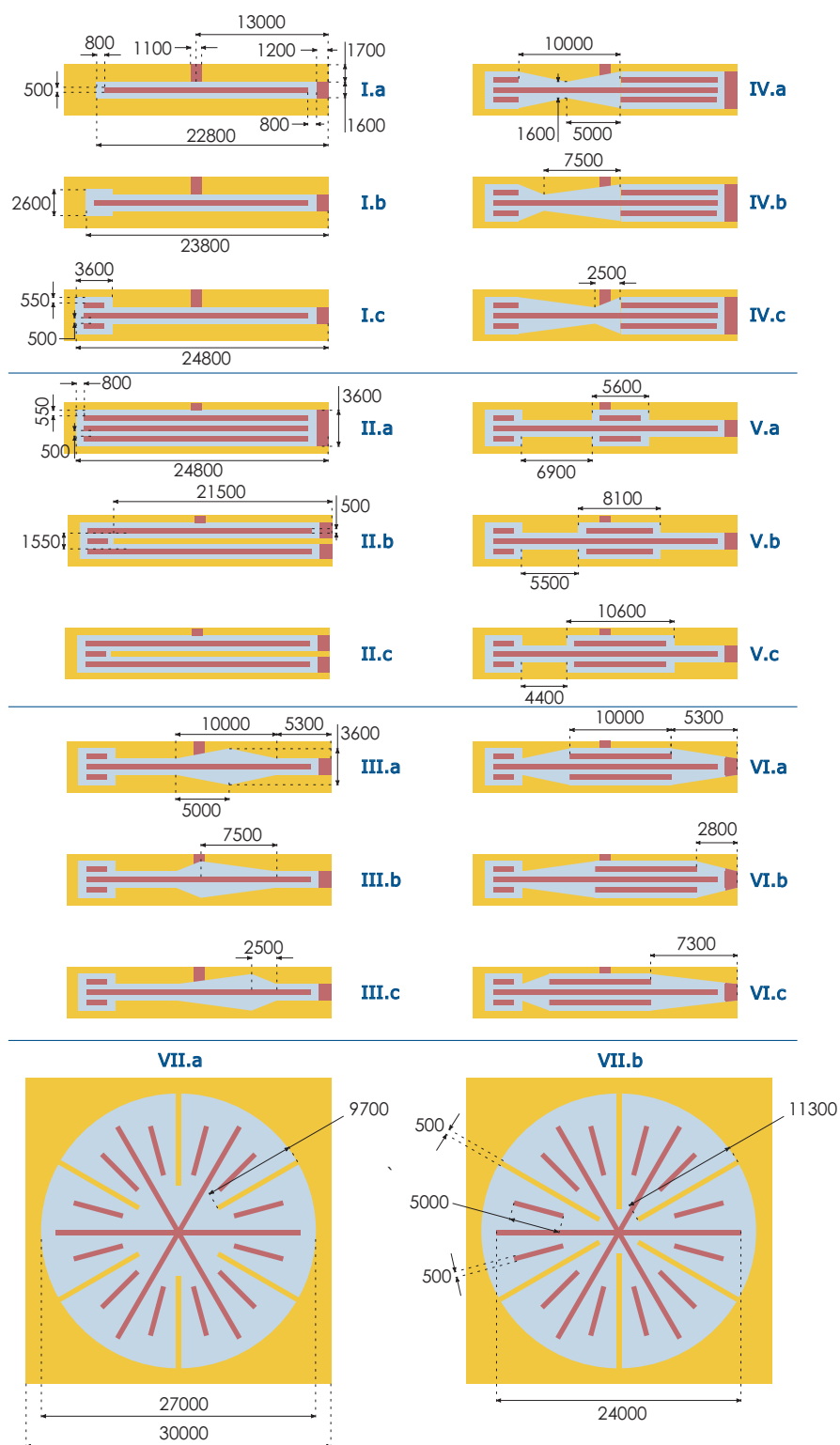


Figure 4.31 – DÉTAIL DES GÉOMÉTRIES MICRO-FABRIQUÉES – Toutes les dimensions sont indiquées en micromètre

Détails des conceptions réalisées

Groupe I Ce groupe de dispositifs veut être le plus proche de la configuration macro initiale. La géométrie de la zone de vapeur est modifiée et agrandie progressivement du dispositif I.a. au dispositif I.c. L'idée ici est d'étudier l'influence de la taille de l'évaporateur sur un comportement oscillatoire éventuel.

Groupe II Le canal de ce groupe de dispositifs garde une largeur constante le long de sa longueur. Le paramètre modifié ici est le nombre de canaux sur lequel la zone de vapeur débouche. En effet, les dispositifs II.b et II.c. possèdent deux canaux microfluidiques jumelés.

Groupe III Les dispositifs de ce groupe voit les parois de leur zone centrale se réduire en largeur. Le but ici est d'introduire une augmentation du gradient thermique tout en garantissant une continuité dans la géométrie du canal le long de l'axe de l'écoulement.

Groupe IV Ce groupe de dispositif cherche à étudier l'influence d'une obstruction du canal microfluidique. Pour cela, la largeur du canal microfluidique est réduite puis rétablie progressivement.

Groupe V Ce groupe de dispositif a été conçu pour présenter un gradient thermique maximal le long de l'axe des oscillations en réduisant au maximum l'épaisseur des parois du canal. Seule la longueur de la zone centrale varie entre les différents concepts.

Groupe VI Ces dispositifs sont identiques à ceux du groupe précédent mis à part que l'épaisseur des parois est réduite plus progressivement afin de réduire un potentiel effet néfaste provoqué par un changement de section trop abrupt causé dans les dispositifs du groupe V.

Groupe VII La géométrie circulaire de ces deux concepts voulait démontrer la possibilité d'animer une multitude de zones liquide à partir de la même zone de vapeur. La séparation des chambres de liquides est plus proche du centre dans le dispositif b. vis à vis du dispositif a.

4.D Protocole expérimental

Préparation de l'eau De l'eau DI est portée à ébullition sur plaque chauffante à 150°C pendant 2h. Ceci a pour effet de dégazer l'eau. Sans ceci, un bulle d'air se forme au cours de l'expérience de manière similaire à l'expérience macro.

Préparation des dispositifs Le canal secondaire est bouché par un point de soudure. Le fer à souder est monté à une température de 400°C . Le point de soudure est ensuite observé au microscope afin de s'assurer de l'étanchéité du dispositif.

Préparation des blocs d'aluminium Les blocs d'aluminium sont nettoyés à l'alcool, rincés à l'eau avant d'être séchés à l'air comprimé. Le creuset du bloc chaud est rempli de cire thermique afin de garantir un meilleur contact thermique entre le bloc chaud et le dispositif micro.

Remplissage des dispositifs Une fois l'eau portée à ébullition pendant plus de deux heures, le dispositif testé est mis dans bécher. L'eau dégazée est versée dans la coupelle. L'ensemble est placé dans une cloche à vide et l'air est aspiré. La pression à l'intérieur de la cloche diminuant, l'air contenu dans le canal sort de ce dernier et l'eau dégazée remplit le dispositif.

Mise en place de l'expérience La plaque chaude est monitorée à 95°C . Une fois rempli, le dispositif est placé dans le creuset du bloc chaud. L'excès de cire sortant du creuset est enlevé. Le bloc chaud est placé sur la plaque chaude et le dispositif est inséré dans le bloc froid. Afin d'empêcher un assèchement prématuré du dispositif, une goutte d'eau dégazée est placée en sortie de dispositif dans le creuset du bloc froid.

La caméra est placée en face du dispositif et la source lumineuse est allumée. La mise au point est faite sur le dispositif. La température de la plaque chaude est montée à 105°C . En raison des résistances thermiques entre la plaque chauffante et le bloc chaud, et entre le bloc chaud et le dispositif, cette température est insuffisante pour former de la vapeur.

Déroulement de l'expérience On laisse le système se stabiliser en température pendant 20 min à 105°C . Une observation du dispositif est faite. Une image du dispositif est prise et sans comportement dynamique observé, la température de la source chaude est augmentée de 5°C .

Après chaque nouvelle consigne de température, on laisse le système se stabiliser pendant 10 min. Après ces 10 min de stabilisation, une observation est faite et une image est prise. Sans observation d'un comportement dynamique, la température de la plaque chaude est de nouveau augmentée de 5°C . Si un comportement dynamique est observé, son évolution est étudiée pendant un minimum de 5 min et une ou plusieurs vidéos sont prises.

5

Conclusion générale

Ce chapitre résume les travaux de recherche menés lors de ce doctorat et met en évidence les principales contributions apportées. Finalement, des recommandations sont faites concernant les perspectives issues de ces travaux.

5.1 Synthèse

Ce manuscrit décrit la réalisation d'un générateur thermo-électrique basé sur un mécanisme thermo-fluidique passif, auto-oscillant et utilisant des matériaux courant.

Partant d'une preuve de concept, nous avons premièrement étudié le principe auto-oscillant thermo-fluidique à la base de notre mécanisme de transduction thermo-électrique. Cette étude a été menée par l'exploitation de données empiriques issues d'un banc de test expérimental conjointement avec l'utilisation d'un modèle extrait de la littérature.

Une membrane piézoélectrique a été conçue et fabriquée. La géométrie de spirale utilisée lui permet d'atteindre une souplesse suffisante pour permettre au générateur thermo-électrique assemblé de générer une puissance électrique. Ses propriétés électromécanique ont pu être caractérisées de manière expérimentale.

La miniaturisation du principe auto-oscillant a été démontrée par la fabrication de dispositifs réalisés par procédés de micro-fabrication exhibants un comportement oscillatoire auto-oscillant.

Étude et maîtrise du principe thermo-fluidique L'étude du principe thermo-fluidique oscillant initialement observé aux échelles microscopiques a été réalisée par la construction d'un banc de test macroscopique afin de faciliter les travaux expérimentaux.

Après avoir reproduit la preuve de concept, le mécanisme oscillatoire a pu être contrôlé et caractérisé. Durant l'ensemble des travaux de thèse, le refroidissement du prototype macro est fait par convection naturelle seulement.

Le relevé de la pression de vapeur et de la position du ménisque a permis l'extraction des cycles Pression-Volume et l'observation du cycle thermodynamique parcouru par le fluide de travail. À la suite de ces caractérisations, l'identification de notre machine thermique auto-oscillante à un oscillateur mécanique excité par la thermique a permis de définir l'influence des paramètres géométriques et physiques sur la fréquence des oscillations observées.

Nous avons démontré le fonctionnement d'une configuration stable de notre concept de machine thermique sur une plage de température allant de 115°C à 145°C générant une puissance mécanique maximale supérieure à 9 mW à une fréquence d'une vingtaine de Hertz. Ces performances mènent à une densité de puissance mécanique de $0,9 \text{ mW.cm}^{-3}$. Le rendement de conversion thermo-mécanique de notre oscillateur est estimée à 0,4%.

Un modèle basé sur l'expression de lois physiques régissant les comportements observés a mené à la reproduction qualitative des caractéristiques de notre oscillateur. Ce modèle issu de la littérature fait intervenir 5 variables physiques : la position du ménisque x_V , la température de la vapeur T_V , la masse de la vapeur m_V , la pression de la vapeur P_V et l'épaisseur du film d'eau δ_{lf} . Ce modèle aboutit à un système de 5 équations non-linéaires couplées dont la résolution exhibe les principales propriétés de l'oscillateur thermo-fluidique étudié.

Génération électrique La connaissance de notre oscillateur thermo-fluidique développée durant ce projet nous a permis de réaliser la démonstration d'une génération de puissance électrique.

L'étude du chargement de notre moteur thermique par une raideur supplémentaire a mené à la définition des règles de conception d'un transducteur électromécanique. À l'issue de cet exercice, une spirale piézoélectrique a été dimensionnée puis réalisée à l'aide d'un micro-usinage laser. Afin d'assurer l'étanchéité de notre générateur thermo-électrique, un film de PDMS a été appliqué sur notre transducteur.

Une production de $2,2 \mu\text{W}$ de puissance électrique a été démontrée sur une charge optimale de 80 kHz à une température de 130 °C et une fréquence de 18 Hz. En supposant une puissance mécanique de 4,4 mW en entrée, le rendement de conversion de notre transducteur est de 0,05 %. Le rendement global de notre générateur thermo-électrique est de 0,0002%. Enfin, l'utilisation d'un circuit passif de gestion de puissance a permis la charge d'une capacité de 10 μF à une tension de 1,9 V.

L'exercice n'ayant pas eu pour but d'optimiser ces valeurs de performances, une large marge de progression existe. Ces résultats restent très encourageants quant au développement d'un générateur thermo-électrique performant basé sur notre principe de machine thermique SOfHE capable d'alimenter un nœud de capteurs sans-fils.

Miniaturisation Un procédé de fabrication complet a été développé dans les salles blanches de l'Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique de l'Université de Sherbrooke. Ce procédé fait intervenir deux substrats de verre sur lesquels des gravures humides de 300 μm et 60 μm sont réalisées à l'acide fluorhydrique concentré à 49%. Le masque utilisé est un film de kapton, capable de résister plus d'une heure à la gravure humide.

Les deux substrats sont ensuite assemblés par un collage eutectique Au-Si. Les épaisseurs des couches utilisées sont de 300 nm chacune.

La caractérisation des dispositifs micrométriques a mené à la démonstration d'un mécanisme oscillatoire opérant à une fréquence de 540 Hz. Un autre comportement explosif a aussi été observé. Ce dernier opère à une fréquence plus modeste de l'ordre du Hertz mais produit des amplitudes d'oscillations plus importantes que dans le cas oscillant.

5.2 Comparaison à l'état de l'art

Les performances de notre concept de conversion thermo-électrique sont comparées dans le tableau 5.1. Notre concept de génération thermo-électrique présente des niveaux de performances inférieurs aux autres concepts présentés dans l'état de l'art. Une première approche pour amplifier ses performances serait d'améliorer le taux de conversion de notre membrane piézoélectrique. S'agissant d'une première démonstration de génération thermo-électrique à l'aide du principe auto-oscillant étudié durant cette thèse, le rendement de conversion thermo-mécanique peut lui aussi être amélioré. À cette fin, nous donnons dans la suite de cette conclusion plusieurs pistes d'exploration.

CONCEPT	PUIS. (μW)	TAILLE (mm^3)	FRÉQUENCE (Hz)	ΔT (K)	T_H ($^{\circ}C$)	MATÉRIAU	COND. EXP.
Pyro [17]	4,4	240	0,19	96	N.A.	PZT	Pelletier
ST [18]	12	4900	0,5	100	130	PZT	Conv. amb.
Ferro [24]	12	2400	$\simeq 5$	50	50	Gd / NdFeB	Pelletier
P ³ [25]	0,8	4,5	240	N.A.	N.A.	PZT	Chauf. pulsé
SOFHE	2,2	31250	22	100	130	PZT	Conv. amb.

Tableau 5.1 – COMPARAISON DE NOTRE CONCEPT DE GÉNÉRATEUR AVEC L'ÉTAT DE L'ART

5.3 Récapitulatif des contributions

Ces travaux de recherche ont permis d'explorer le potentiel d'une technologie originale permettant de générer une puissance électrique utile à partir d'une source de chaleur de faible qualité. Notre concept de générateur thermoélectrique se caractérise par sa simplicité d'opération, sa robustesse, un faible coût de production et son intégrabilité. Les contributions nouvelles apportées par ces travaux sont listés ci-après :

- Mesure d'un nouveau cycle thermodynamique caractéristique du principe de moteur thermique SOFHE,
- Première démonstration d'une génération électrique supérieure au μW basée sur le principe d'un caloduc auto-oscillant refroidi par convection naturelle seulement,
- Première charge de capacité basée sur le principe d'un caloduc auto-oscillant démontrant la génération d'une énergie électrique utilisable par un circuit électronique,
- Première démonstration expérimentale de la loi de fréquence établie pour notre machine thermique,
- Développement d'un procédé de micro-fabrication pour une implémentation micro-fluidique du principe SOFHE incluant un collage eutectique Au-Si pour le collage de deux substrats de verre ayant subi une gravure profonde.

5.4 Pistes d'améliorations

Ce projet de thèse a été mené dans le but non pas d'atteindre les meilleures performances mais bien dans le but d'étendre la compréhension d'un nouveau principe de génération thermo-électrique basé sur un oscillateur thermo-fluidique dont le principe de fonctionnement est encore étudié aujourd'hui. Au cours des travaux réalisés dans cette thèse, de nombreux obstacles ont été rencontrés. Les efforts fournis ont eu pour but de parvenir à réaliser un système complet. Souvent suggérées au cours de ce manuscrit, nous donnons ici les principales pistes de développement que ce projet a ouvert.

5.4.1 Oscillateur thermo-fluidique

Fluide de travail L'utilisation de fluides de travail alternatifs peut mener à l'amélioration des performances de génération de puissance mécanique. L'eau souffre d'une enthalpie de vaporisation élevée demandant ainsi une chaleur importante pour accomplir son changement de phase. D'autres fluides, tels l'acétone ou le méthanol, nécessitent moins de chaleur pour se vaporiser. La construction d'une figure de mérite combinant les paramètres pertinents (*e.g.* l'enthalpie de d'évaporation, la tension de surface, la viscosité dynamique, les volumes massiques des phases liquide et vapeur, etc.) permettrait de déterminer le fluide de travail optimal pour une application à pression et température connues.

Matériaux L'usage de matériaux différents du verre, tels certains métaux (*e.g.* Silicium) ou des polymères, permettrait d'étudier les effets de la capacité thermique, la mouillabilité, la conductivité thermique sur les performances de notre concept. Ces études expérimentales pourraient être couplées à aux résultats d'un modèle développé prenant en compte les différents phénomènes physiques évoqués plus haut.

Géométries D'autres géométries de section de canal peuvent être employées afin de jouer sur le rapport section/périmètre. De cette manière, les influences respectives de la tension de surface, du taux de changement d'état, des forces de frottements, de l'inertie, du type d'écoulement (laminaire, turbulent ou transitoire) peuvent être augmentées ou diminuées. Ces sections différentes peuvent être combinées pour réaliser les différents blocs constitutifs de la machine thermique (évaporateur, canal, condenseur) pour atteindre un concept plus performant. De même, au lieu de canaux rectilignes, des configurations alternatives mettant en commun plusieurs colonnes de liquide avec une ou plusieurs chambres de vapeur devraient être considérées. Un exemple concret d'exploration dans cet axe serait l'emploi d'une structure fractale divisant le canal principal en plusieurs sous-canaux.

5.4.2 Membrane piézoélectrique

Conception générale La conception de notre concept de spirale piézoélectrique doit prendre en compte la présence du film de PDMS dès les premières phases.

La spirale développée dans ce projet fonctionne en régime statique. Une piste intéressante serait d'unifier la conception de la machine thermique et de la membrane piézoélectrique de manière à faire coïncider la fréquence d'opération de l'oscillateur thermo-fluidique et la fréquence de résonance de la membrane piézoélectrique. Le couplage dynamique qui en résulterait pourrait très certainement améliorer les performances du générateur né de cette association.

Mise en commun des électrodes Déjà développée dans le corps du manuscrit, cette piste d'exploitation devrait être l'une des premières à être explorée pour améliorer les performances de transduction. Une large part de la surface utile (*i.e.* subissant de larges contraintes) reste inutilisée. Le procédé de fabrication pourrait être modifié afin de permettre l'utilisation de techniques telles le Wire-Bonding afin de récupérer le maximum de charges.

Type de transducteur Nous encourageons le développement de nouveaux types de transduction, qu'ils soient électrostatiques, électromagnétiques ou autres.

Malheureusement, ces solutions n'ont pu être développées dans le présent projet de recherche par manque de temps et pourraient très bien exhiber des niveaux de performances équivalents voire supérieurs à ceux de notre membrane piézoélectrique.

5.4.3 Micro-fabrication

Matériaux employés Le silicium étant largement employé dans l'industrie micro-électronique, nous recommandons le développement d'un micro-oscillateur thermofluidique construit à partir de substrats de silicium. De cette manière, le déploiement d'un procédé de fabrication à grand volume sera facilité.

L'utilisation de matériaux polymères représente aussi une piste d'exploration intéressante, pouvant aboutir à l'exploitation ingénieuse de géométries seulement accessibles par l'emploi de techniques d'impression 3D.

Gravure du verre L'emploi du film de kapton, tel que réalisé dans ces travaux, présente le désavantage de ne pas être compatible avec les procédés classiques employés en micro-fabrication dans un environnement de type salle blanche. L'utilisation d'un masque combinant une couche de Cr-Au et une résine ayant subi un recuit est vivement conseillée.

Collage des substrats Bien que réussi dans ce projet, le collage eutectique reste difficile à maîtriser et à reproduire dans le long terme. D'autres techniques, telles que l'emploi d'adhésifs photosensibles dédiés, sont recommandées.

Packaging L'environnement d'opération de la puce doit être conçu de concert avec la puce elle-même. La considération du packaging dans les étapes initiales de conception demeure primordiale pour la réussite du développement d'un système commercial.

Bibliographie

- [1] K.L. Lueth, *IoT market analysis : Seizing the opportunity*, IoT Analytics, March 2015.
- [2] White paper, *IoT platforms : The central backbone for the Internet of Things*, IoT Analytics, November 2015.
- [3] ABI Research, *Internet of everything market tracker*, Octobre 2016.
- [4] NPD connected intelligence, *Connected Home report*, Octobre 2016.
- [5] S. Beeby, N. White, *Energy harvesting for autonomous systems*, Artech House, 2010.
- [6] Y.H. Chee, J.M. Rabaey, A. Niknejad, *Ultralow power transmitters for Wireless Sensor Networks*, Technical Report No. UCB/EECS-2006-57, Electrical Engineering and Computer Sciences, University of California at Berkeley, 2006.
- [7] A.S.M.Z.d Kausar, A.W. Reza, M.U. Saleh, H. Ramiah, *Energizing Wireless Sensor Networks by energy harvesting systems : Scopes, challenges and approaches*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Volume 38, pp. 973-989, 2014.
- [8] H. Vikström, S. Davidsson, M. Höök, *Lithium Availability and future production outlooks*, Applied Energy, Volume 110, pp. 252-266, October 2013.
- [9] D.C. Jordan, S. R. Kurtz, *Photovoltaic degradation rates — an analytical review*, National Renewable Energy Laboratory, Juin 2012.
- [10] R.J.M. Vullers, R. van Schaijk, I. Doms, C. van Hoof, R. Mertens, *Micropower energy harvesting*, Solid-State Electronics, Volume 53, pp. 684-693, 2009.
- [11] L.-O. Varga, G. Romaniello, M. Vučinić, M. Favre, A. Banciu, R. Guizzetti, C. Planat, P. Urard, M. Heusse, F. Rousseau, O. Alphand, É. Dublé, A. Duda, *GreenNet : An energy-harvesting IP-enabled Wireless Sensor Network*, IEEE Internet Of Things Journal, Volume 2, Issue 5, 2015.
- [12] S. Monfray, O.Puscasu, G. Savelli, U.Soupremanien, E.Ollier, C.Guerin, L.G. Fréchette, E.Léveillé, G.Mirshekari, C.Maitre, P.Coronel, K.Domanski, P.Grabiec, P.Ancey, Daniel Guyomar, V.Bottarel, G.Ricotti, F. Boeuf, F. Gaillard, Thomas Skotnicki, *Innovative thermal energy harvesting for zero power electronics*, 2012 IEEE Silicon Nanoelectronics Workshop (SNW), Honolulu, HI, pp. 1-4, 2012.
- [13] L. Kütt, M. Lehtonen, *Automotive waste heat harvesting for electricity generation using thermoelectric systems - an overview*, 2015 IEEE 5th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives, 2015.
- [14] MicroPelt, *TGP 651, Thin Film Thermogenerator inside standard package - Preliminary Datasheet*, Micropelt.com, December 2014, lien disponible en 2017.
- [15] W. Liu, Q. Jie, H.S. Kim, Z. Ren, *Current progress and future challenges in thermoelectric power generation : From materials to devices*, Acta Materialia, Volume 87, Pages 357-376, 2015.
- [16] A.R.M. Siddique, S. Mahmud B. Van Heyst, *A review of the state of the science on wearable thermoelectric power generators (TEGs) and their existing challenges*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Volume 73, Pages 730-744, 2017.
- [17] S. Karanilam, T. Ravindran, M. Kroener, P. Woias, *A bimetallic micro heat engine for pyroelectric energy conversion*, Proc. Eurosensors XXVI, Kraków, Poland, September 9-12, 2012.

-
- [18] O. Puscasu, S. Monfray, C. Maitre, J.P. Permeant, F. Boeuf, G. Savelli, F. Gaillard, D. Guyomar, T. Skotnicki, *A disruptive technology for thermal to electrical energy conversion*, Microelectronics Journal, Volume 45, Issue 5, pp. 554-558, May 2014.
 - [19] G. Savelli, P. Coronel, S. Monfray, T. Skotnicki, *System for conversing thermal energy into electrical energy*, US Patent 9,528,502, 2016.
 - [20] A. Arnaud, J. Boughaleb, S. Monfray, T. Skotnicki, *System for converting thermal energy into electrical power*, US Patent Application US 2017 0117823 A1, 2017.
 - [21] S. Monfray, A. Arnaud, T. Skotnicki, O. Puscasu, S. Boisseau, *Device for converting thermal power into electric power*, US Patent 9,698,707, 2017.
 - [22] S. Monfray, G. Sevelly, T. Skotnicki, P. Coronel, F. Gaillard, *Thermal Energy Harvesting Optimization with Bistable Elements and Collaborative Behavior*, US Patent Application US 2017 0324354 A1, 2017.
 - [23] E. Trioux, S. Monfray, S. Basrour, *Micro thermal energy harvester design optimization*, Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 27, 2017.
 - [24] M. Ujihara, G.P. Carman, *Thermal energy harvesting device using ferromagnetic materials*, Applied Physics Letters, Volume 91, 2007.
 - [25] S. Whalen, M. Thompson, D. Bahr, C. Richards, R. Richards, *Design, fabrication and testing of the P³ micro heat engine*, Sensors and Actuators, Volume 104, pp. 290-298, 2003.
 - [26] L.G. Fréchette, *Development of a microfabricated silicon motor-driven compression system*, Ph.D. thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2000.
 - [27] M. Liamini, H. Shahriar, S. Vengallatore, L.G. Fréchette, *Design methodology for a Rankine microturbine : thermomechanical analysis and material selection*, Journal of Microelectromechanical Systems, Volume 20, Issue 1, 2011.
 - [28] K. Wang, S.R. Sanders, S. Dubey, F.H. Choo, F. Duan, *Stirling cycle engines for recovering low and moderate temperature heat : A review*, Renewable and Sustainable Energy Reviews, Volume 62, pp. 89-108, 2016.
 - [29] N. Nakajima, K. Ogawa, I. Fujimasa, *Study on microengines : miniaturizing Stirling engines for actuators*, Sensors and Actuators, Volume 20, Issue 1-2, pp. 75-82, 1989.
 - [30] N. Nakajima, K. Ogawa, I. Fujimasa, *Study on micro engines – Miniaturizing Stirling engines for actuators and heat pumps*, Proceedings IEEE Micro Electro Mechanical Systems, pp. 145-148, 1989.
 - [31] R. Chutani, F. Formosa, M. de Labachellerie, A. Badel, F. Lanzetta, *Microfabrication of a hybrid fluid membrane for microengines*, Journal of Physics : Conference Series Volume 660, doi : 10.1088/1742-6596/660/1/012048, 2015.
 - [32] É. Léveillé, G. Mirshekari, S. Monfray, T. Skotnicki, L.G. Fréchette, *A microfluidic heat engine based on explosive evaporation*, PowerMEMS 2012 Proceedings, PowerMEMS 2012, Atlanta, USA, December 2-5 2012.
 - [33] T. Skotnicki, *Thermoelectric generator*, patent US 20110095655 A1, 2011.
 - [34] Étienne Léveillé, *Étude comparative de concepts de micro-générateurs électriques oscillants à partir d'énergie thermique*, Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, 2011.
 - [35] U. Soupremanien, E. Ollier, N. Salamon, S. Monfray, T. Skotnicki, *An experimental device designed to obtain repeatable condensation peaks in a closed system*, WIT Transactions on Ecology and the Environment, Volume 186, pp. 243-254, 2014.
 - [36] H. Akashi, *Structure of a Heat Pipe*, Patent no. 4921041, US, 1990.
 - [37] M. Rao, F. Lefèvre, S. Khandekar, J. Bonjour, *Understanding transport mechanism of a self-sustained thermally driven oscillating two-phase system in a capillary tube*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 65, pp. 451-459, 2013.
-

- [38] S. Kandhekar, *Thermo-hydrodynamics of Closed Loop Pulsating Heat Pipes*, Thèse de doctorat, Université de Stuttgart, 2004.
- [39] A. Tessier-Poirier, T. Monin, É. Lévêillé, F. Formosa, S. Monfray, L.G. Fréchette, *Influence of nonlinearities on the power output of the Self-Oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE)*, Journal of Physics, Conference Series, Volume 773, doi :10.1088/1742-6596/773/1/012113, 2016.
- [40] S.P. Das, V.S. Nikolayev, F. Lefevre, B. Pottier, S. Khandekar, J. Bonjour, *Thermally induced two-phase oscillating flow inside a capillary tube*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 53, pp. 3905-3913, 2010.
- [41] V. A. Hemadri, A. Gupta, S. Khandekar, *Thermal radiators with embedded pulsating heat pipes : Infra-red thermography and simulations*, Applied Thermal Engineering, Volume 31, pp. 1332–1346, 2011.
- [42] X. D. Liu, Y. L. Hao, *Numerical simulation of vapor-liquid two-phase flow in a closed loop oscillating heat pipe*, Proceedings of the ASME 2009 International Mechanical Engineering Congress and Exposition, pp. 609–617, Lake Buena Vista, USA, 2009.
- [43] Vadim S. Nikolayev, *Oscillatory Instability of the gas-liquid meniscus in a capillary under the imposed temperature difference*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 64, pp. 313-321, 2013.
- [44] K. Wark, *Generalized Thermodynamic Relationships*, Thermodynamics 5th ed., New York, NY : McGraw-Hill, Inc, 1988.
- [45] W. Qu, H.B. Ma, *Theoretical analysis of startup of a pulsating heat pipe*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 50, pp. 2309-2316, 2007.
- [46] Y. Zhang, A. Faghri, *Advances and unresolved issues in pulsating heat pipes*, Heat Transfer Engineering, Volume 29, Issue 1, pp. 20-44, 2008.
- [47] Y. Song, J. Xu, *Chaotic behavior of pulsating heat pipes*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 52, pp. 2932-2941, 2009.
- [48] X. Tang, L. Sha, H. Zhang, Y. Ju, *A review of recent experimental investigations and theoretical analyses for pulsating heat pipes*, Frontiers in Energy, Volume 7, Issue 2, pp. 161-173, 2013.
- [49] M. Rao, F. Lefèvre, S. Khandekar, J. Bonjour, *Understanding transport mechanism of a self-sustained thermally driven oscillating two-phase system in a capillary tube*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 65, pp. 451-459, 2013.
- [50] P. Chang, T.S. Zhao, *Heat transfer in oscillatory flows*, Annual Review of Heat Transfer, Volume 9, pp. 359-420, 1998.
- [51] H. Ma, *Oscillating Heat Pipes*, Springer, Chapitre 3, pp. 87-140, 2015.
- [52] P.D. Mitcheson, T.C. Green, E.M. Yeatman, A.S. Holmes, *Architectures for vibration-driven micropower generators*, Journal of Microelectromechanical Systems, Volume 13, Issue 3, pp. 429-440, 2004.
- [53] J.A. Paradiso, T. Starner, *Energy scavenging for mobile and wireless electronics*, IEEE Pervasive Computing, Volume 4, Issue 1, 2005.
- [54] PMG Perpetuum, *Vibration Energy Harvesters Data sheet*, <https://perpetuum2016.files.wordpress.com/2016/09/perpetuum-ltd-vibration-energy-harvester-data-sheet-21october2013.pdf>, Lien disponible en 2017.
- [55] C.B. Williams, R.B. Yates, *Analysis of a micro-electric generator for microsystems*, Sensors and Actuators A 52, pp. 8-11, 1996.
- [56] M. El-hami, P. Glynn-Jones, N.M. White, M. Hill, S. Beeby, E. James, A.D. Brown, J.N. Ross, *Design and fabrication of a new vibration-based electromechanical power generator*, Sensors and Actuators A 92, pp. 335-342, 2001.

-
- [57] P. Glynne-Jones, M.J. Tudor, S.P. Beeby, N.M. White, *An electromagnetic, vibration-powered generator for intelligent sensor systems*, Sensors and Actuators A 110, pp. 344-349, 2004.
 - [58] S.P. Beeby, R.N. Torah, M.J. Tudor, P. Glynne-Jones, T. O'Donnell, C.R. Saha, S. Roy, *A micro electromagnetic generator for vibration energy harvesting*, Journal of Micromechanics and MicroEngineering, Volume 17, pp. 1257-1265, 2007.
 - [59] S. Kulkarni, H. Koukharenko, R. Torah, J. Tudor, S. Beeby, T. O'Donnell, S. Roy, *Design, fabrication and test of integrated micro-scale vibration-based electromagnetic generator*, Sensors and Actuators A 145-146, pp. 336-342, 2008.
 - [60] A.R.M. Siddique, S. Mahmud, B. Van Heyst, *Energy conversion by 'T-shaped' cantilever type electromagnetic vibration based micro power generator from low frequency vibration sources*, Energy Conversion and Management, Volume 133, pp. 399-410, 2017.
 - [61] D. Marioli, E. Sardini, M. Serpelloni, *Electromagnetic generators employing planar inductors for autonomous sensors applications*, Eurosensors XXIII conference proceedings, Procedia chemistry, Volume 1, pp. 469-472, 2009.
 - [62] N.N.H. Ching, H.Y. Wong, W.J. Li, P.H.W. Leong, Z. Wen, *A laser micro-machined vibrational to electrical power transducer for wireless sensing systems*, Transducers '01, Eurosensors XV, The 11th International conference on solid-state sensors and actuators, Munich, Germany, June 10-14, 2001.
 - [63] H.M. Goudarzi, M. Yarahmadi, M.B. Shafii, *Design and construction of a two-phase fluid piston engine based on the structure of fluidyne*, Energy, Volume 127, pp. 660-670, 2017.
 - [64] S. Vengallatore, L.G. Fréchette, A. Dompierre, *Energy Harvesting with functional materials and microsystems*, CRC Press, Chapitre 9, 2013.
 - [65] D. Narchios, *MagneticMEMS : key issues and some applications*, Sensors and Actuators A 106, pp. 255-262, 2003.
 - [66] A.O. Adeyeye, G. Shimon, *Growth and characterization of magnetic thin film and nanostructures*, Handbook of surface science, Volume 5, Chapitre 1, pp. 1-41, 2015.
 - [67] S. Boisseau, G. Despesse, B.A. Seddik, *Electrostatic Conversion for Vibration Energy Harvesting*, Small-Scale Energy Harvesting, Dr. Mickaël Lallart (Ed.), InTech, DOI : 10.5772/51360. Disponible depuis : <https://www.intechopen.com/books/small-scale-energy-harvesting/electrostatic-conversion-for-vibration-energy-harvesting>, lien disponible en 2017.
 - [68] S. Meninger, J.O. Nur-Miranda, R. Amirtharajah, A.P. Chandrakasan, J.H. Lang, *Vibration-to-Electric energy conversion* IEEE Transactions on VLSI Systems, Volume 9, Issue 1, February 2001.
 - [69] S. Roundy, *Energy scavenging for wireless sensor nodes with a focus on vibration to electricity conversion*, Ph.D. thesis, University of California, Berkeley, 2003.
 - [70] G. Despesse, J.J. Chaillout, T. Jager, J.M. Léger, A. Vassilev, S. Basrour, B. Charlot, *High damping electromechanical system for vibration energy scavenging*, Proceedings of the 2005 joint conference on Smart objects and ambient intelligence, Grenoble, France, pp. 283-286, 12-14 October 2005.
 - [71] P. Basset, D. Galayko, A. Mahmood Paracha, F. Marty, A. Dudka, T. Bourouina, *A batch-fabricated and electret-free silicon electrostatic vibration energy harvester* Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 19, 115025 (12pp), doi :10.1088/0960-1317/19/11/115025, 2009.
 - [72] Y. Suzuki, M. Edamoto, N. Kasagi, K. Kashiwagi, Y. Morizawa, T. Yokoyama, T. Seki, M. Oba, *Micro electret energy harvesting device with analogue impedance conversion circuit*, Proceedings of PowerMEMS 2008, Sendai, Japan, 9-12 Novembre 2008.
-

- [73] Y. Suzuki, D. Miki, M. Edamoto, M. Honzumi, *A MEMS electret generator with electrostatic levitation for vibration-driven energy-harvesting applications*, Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 20, 104002 (8pp), doi :10.1088/0960-1317/20/10/104002, 2010.
- [74] G.J. Sheu, S.M. Yang, T. Lee, *Development of a low frequency electrostatic comb-drive energy harvester compatible to SoC design by CMOS process*, Sensors and Actuators A, Volume 167, pp. 70-76, 2011.
- [75] F. Wang, O. Hansen, *Electrostatic energy harvesting device with out-of-plane gap closing scheme*, Sensors and Actuators A, Volume 211, pp. 131-137, 2014.
- [76] K. Tao, S. Woh Lye, J. Miao, X. Hu, *Design and implementation of an out-of-plane electrostatic vibration energy harvester with dual-charged electret plates*, Microelectronic Engineering, Volume 135, pp. 32-37, 2015.
- [77] PiezoSystems, *Introduction to Piezoelectricity*, Catalog 8, pp 59-61, 2011, <https://www.piezo.com/catalog8.pdf> files/Cat8.59-61.pdf, lien disponible en 2017.
- [78] American Piezoelectric Company (APC), *Physical and Piezoelectric Properties of APC Materials*, https://www.americanpiezo.com/images/stories/content/pdf-/apc_materials_properties.pdf, February 2017, lien disponible en 2017.
- [79] M. Kim, J. Kim, W. Cao, *Aspect ratio dependence of electromechanical coupling coefficient of piezoelectric resonators*, Applied Physics Letters, Volume 87, 2005, doi :10.1063/1.2053366.
- [80] J. Kim, M. Kim, K. Ha, W. Cao, *Aspect ratio dependence of electromechanical coupling coefficient k_{31} of lateral excitation piezoelectric vibrator*, Japanese journal of applied physics, Volume 46, Issue 7B, pp. 4459-4461, 2007.
- [81] Wen H. Ko, *Piezoelectric energy converter for electronic implants*, U.S. Patent 3.456.134, 15 juillet 1969.
- [82] P. Glynne-Jones, S.P. Beeby, N.M. White, *Towards a piezoelectric vibration powered micro-generator*, IEE Proceedings, Science, Measurements and Technology, Volume 148, Issue 2, pp. 68-72, 2001.
- [83] S. Roundy, E.S. Leland, J. Baker, E. Carleton, E. Reilly, E. Lai, B. Otis, J.M. Rabaey, P.K. Wright, V. Sundararajan, *Improving power output for vibration based energy scavengers*, Pervasive Computing, IEEE, Volume 4, Issue 1, pp. 28-36, 2005.
- [84] A.Sh. Kherbeet, H. Salleh, B.H. Salman, M. Salim, *Vibration based piezoelectric micropower generator for power plant wireless monitoring application*, Sustainable Energy Technologies and Assessments, Volume 11, pp. 42-52, 2015.
- [85] N.M. White, P. Glynne-Jones, S.P. Beeby, *A novel thick-film piezoelectric micro-generator*, Smart Materials and Structures, Volume 10, pp. 850-852, 2001.
- [86] S. Roundy, P.K. Wright, *A piezoelectric vibration based generator for wireless electronics*, Smart Materials and Structures, Volume 13, pp. 1131-1142, 2004.
- [87] N.E. duToit, B.L. Wardle, *Experimental verification of models for microfabricated piezoelectric vibration energy harvesters*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Volume 45, Issue 5, 2007.
- [88] P. Muralt, M. Marzencki, B. Belgacem, F. Calame, S. Basrour, *Vibration energy harvesting with PZT micro device*, Procedia Chemistry, Volume 1, pp. 1191-1194, 2009.
- [89] K. Morimoto, I. Kanno, K. Wasa, H. Kotera, *High efficiency piezoelectric harvesters of c-axis oriented epitaxial PZT films transferred onto stainless steel cantilevers*, Sensors and Actuators A, Volume 163, pp. 428-432, 2010.
- [90] Y.B. Jeon, R. Sood, J.-H. Jeong, S.-G. Kim, *MEMS power generator with transverse mode thin film PZT* Sensors and Actuators A, Volume 122, pp. 16-22, 2005.

-
- [91] W.J. Choi, Y. Jeon, J.-H. Jeong, R. Sood, S.-G. Kim, *Energy harvesting MEMS device based on thin film piezoelectric cantilevers*, Journal of Electroceramics, Volume 17, pp. 543-548, 2006.
 - [92] D. F. Berdy, P. Srisungsitthisunti, B. Jung, X. Xu, J.F. Rhoads, D. Peroulis, *Low-frequency meandering piezoelectric vibration energy harvester*, IEEE transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and frequency control, Volume 59, Issue 5, 2012.
 - [93] M. Rezaeisaray, M. El Gowini, D. Sameoto, D. Raboud, W. Moussa, *Low frequency piezoelectric energy harvesting at multi vibration mode shapes*, Sensors and Actuators A, Volume 228, pp. 104-111, 2015.
 - [94] V.K. Wong, J.H. Ho, A.B. Chai, *Performance of a piezoelectric harvester in actual rain*, Energy, Volume 124, pp. 364-371, 2017.
 - [95] C. Opuku, A.S. Dahiya, C. Oshman, F. Cayrel, G. Poulin-Vittrant, D. Alquier, N. Camara, *Fabrication of ZnO nanowire based piezoelectric generators and related structures*, Physics Procedia, Volume 70, pp. 858-862, 2015.
 - [96] Z. Yang, D. Zeng, H. Wang, C. Zhao, J. Tan, *Harvesting ultrasonic energy using 1-3 piezoelectric composites*, Smart Materials and Structures, Volume 24, 075029, 2015.
 - [97] C. Wei, X. Jing, *A comprehensive review on vibration energy harvesting : Modelling and realization*, Renewable and sustainable energy reviews, Volume 74, pp. 1-18, 2017.
 - [98] M. Peralta, J.L. Costa-Krämer, E. Medina, A. Donoso, *Analysis and fabrication steps for a 3D-pyramidal high density coil electromagnetic micro-generator for energy harvesting applications*, Sensors and Actuators A, Volume 205, pp. 103-110, 2014.
 - [99] M. Deterre, *Toward and energy harvester for leadless pacemakers*, Manuscrit de thèse, Université Paris-Sud, 2013.
 - [100] R.J. Roark, W.C. Young, R.G. Budynas, *Roark's formulas for stress and strain*, McGraw-Hill's access Engineering, McGraw-Hill, 2002.
 - [101] J. Sirohi, J. Chopra, *Fundamental understanding of piezoelectric strain sensors*, Journal of Intelligent systems and structures, Volume 11, pp. 246-257, 2001.
 - [102] S. Nadig, S. Ardanuç, A. Lal, *Planar laser micro machined bulk PZT bimorph for in plane actuation*, Joint UFFC, EFTF and PFM Symposium, 2013.
 - [103] LPKF Laser & Electronics, *The Swiss army knife for the lab, micro material processing with the LPKF ProtoLaser U4*, https://www.lpkf.com/_mediafiles/3783-brochure-lpkf-protolaser-u4-en-.pdf, lien disponible en 2017.
 - [104] A. Badel, E. Lefeuvre, *Nonlinear conditioning circuits for piezoelectric energy harvesters*, chapitre issu de *Nonlinearity in energy harvesting systems*, pp. 321-359, 2016.
 - [105] Massachusetts Institute of Technology, *Material Property Database*, www.mit.edu/6.777/matprops/pdms.htm, lien disponible en 2017.
 - [106] E-Z Lok Inc., *Free-Cutting Brass, UNS C36000*, www.ezlok.com/TechnicalInfo/MPBrass.html, lien disponible en 2017.
 - [107] PiezoSystems Inc., *Piezoelectric materials and Properties*, www.piezo.com/prodmaterialprop.html, lien disponible en 2017.
 - [108] Physik Instrumente L.P., *Piezo Material Data*, www.piceramic.com, lien disponible en 2017.
 - [109] K. A. Williams, K. Gupta, M. Wasilik, *Etch Rates for Micromachining Processing, Part II*, Journal of microelectromechanical systems, Volume 12, 2003.
 - [110] Walter Lang, *Silicon microstructuring technology*, Materials Science and Engineering : Reports, Volume 17, Issue 1, pp. 1-55, 1996.
-

- [111] Franz Laermer, Andrea Schilp, *Methods of anisotropically Etching Silicon*, Patent number 5501893, March 1996.
- [112] Zhonghui H. Fan and D. Jed Harisson, *Micromachining of Capillary Electrophoresis Injectors and Separators on Glass Chips and Evaluation of Flow at Capillary Intersections*, Analytical Chemistry, Vol. 66, Issue 1, pp. 177-184, 1994.
- [113] Schott, *Borofloat33 General information*, <http://www.schott.com>, lien accessible en 2017.
- [114] Corning, *Properties of PYREX, PYREXPLUS and low actinic PYREX code 7740 Glasses*, <http://www.corning.com>, lien accessible en 2017.
- [115] Thomas P. Steward, Terese Vacsott, *High Temperature Glass Melt Property Database for Process Modeling*, Wiley, 2006.
- [116] A. Berthold, P.M. Sarro, M.J. Vellekoop, *two-step glass wet-etching for micro-fluidic devices*, Proceedings SeSens workshop, pp. 613-616, 2000.
- [117] Ciprian Iliescu, *Wet Etching of Glass for MEMS applications* Romanian Journal of Information Science and Technology, Volume 9, Issue 4, pp. 285-310, 2006
- [118] Ciprian Iliescu, Jianmin Miao, Francis E.H. Tay, *Stress control in masking layers for deep wet micromachining of Pyrex glass*. Sensors and Actuators, Volume 117, pp. 286-292, 2005.
- [119] Ž. Lazić, M. M. Smiljanić et M. Rašljić, *Glass micromachining with sputtered silicon as a masking layer*, Proceedings 29th International conference on microelectronics, Belgrade, Serbia, 12-14 May 2014.
- [120] Q. Chen, G. Li, Q.H. Jin, J.L. Zhao, Q.S. Ren, Y.S. Xu, *A rapid and low-cost procedure for fabrication of glass microfluidic devices*, Journal of Microelectromechanical systems, Volume 16, Issue 5, pp. 1193-1200, 2007.
- [121] C. Iliescu, B. Chen, J. Miao, *Deep wet etching through 1 mm pyrex glass wafer for microfluidic application*, Proceedings, MEMS 2007, Kobe, Japan, 21-25 January 2007.
- [122] T. Cornman, P.Enoskson, G. Stemme, *Deep wet etching of borosilicate glass using an anodically bonded silicon substrate as mask*, Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 8, pp. 84-87, 1998.
- [123] P.Temple-Boyer, E. Scheid, G. Faugere, B. Rousset, *Residual stress in silicon films deposited by LPCVD from disilane* Thin Solid Films, Volume 310, pp. 234-237, 1997.
- [124] J. Singh, S. Chandra, A. Chand, *Strain studies in LPCVD polysilicon for surface micromachined devices*, Sensors and Actuators, Volume 77, pp. 133-138, 1999.
- [125] M.Z. Lai, P.S. Lee, A. Agarwal, *Thermal effects on LPCVD amorphous silicon*, Thin Solid Films, Volume 504, pp. 145-148, 2006.
- [126] M. Bu, T. Melvin, G.J. Ensell, J.S. Wilkinson, A.G.R. Evans, *A new masking technology for deep glass etching and its microfluidic application*, Sensors and Actuators A, Volume 115, pp. 476-482, 2004.
- [127] J.Y Jin, S. Yoo, J.S. Bae, Y.K. Kim, *Deep wet etching of borosilicate glass and fused silica with dehydrated AZ4330 and a Cr/Au mask*, Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 24, 015003, 2013.
- [128] K.O. Zamuruyev, Y. Zrodnikov, C.E. Davis, *Photolithography-free laser patterned HF acid-resistant chromium-polyimide mask for rapid fabrication of microfluidic systems in glass*, Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Workshop, Hilton Head Island, South Carolina, June 5-9, 2016.
- [129] M.M.R. Howlader, S. Suehara, T. Suga, *Room temperature wafer glass/glass bonding*, Sensors and Actuators A, Volume 127, pp. 31-36, 2006.

- [130] J. Lee, A. Ali, K. Kim, J.H. Kim, D.G. Choi, J.H. Choi, J.H. Jeong, *Plasma assisted quartz to quartz direct bonding for the fabrication of a multilayered quartz template for nanoimprint lithography*, Journal of Micromechanics and Microengineering, Volume 20, 045005, 2010.
- [131] M. Lueck, P. Garrou, D. Malta, A. Huffman, M. Butler, D.S. Temple, *Temporary wafer bonding materials and processes*, International Microelectronics Assembly and Packaging Society (IMAPS) 8th International Conference and Exhibition on Device Packaging, 2012.
- [132] P. Montméat, T. Enot, M. De Marco Dutra, M. Pellat, F. Fournel, *Study of a silicon/glass bonded structure with a UV-curable adhesive for temporary bonding applications*, Microelectronic Engineering, Volume 173, pp. 13-21, 2017.
- [133] S. Bushra, *Investigation of wafer level Au-Si eutectic bonding of shape memory alloys (SMA) with silicon*, Thèse de maîtrise, KTH Royal Institute of Technology, 2011.
- [134] M. Abouie, Q. Liu, D.G. Ivey, *Eutectic and solid-state bonding of silicon with gold*, Materials Science and Engineering B, volume 177, pp. 1748-1758, 2012.

Études de systèmes thermo-fluidiques auto-oscillants pour des applications de récupération d'énergie thermique

Résumé

Les progrès technologiques considérables menés depuis ces dernières décennies nous permettent aujourd'hui de disséminer dans notre environnement une nuée de nœuds de capteurs communicants combinant la taille micrométrique et la consommation dérisoire caractéristiques des MEMS avec la puissance des protocoles de communications Internet. L'Internet des Objets, formé par ce réseau de capteurs, possède le potentiel d'optimiser un grand panel d'applications industrielles et domestiques. Le nouveau défi, que la communauté du Energy Harvesting tente de relever depuis une décennie maintenant, est de rendre ces nœuds de capteurs autonomes en les alimentant grâce à l'énergie perdue dans leur environnement.

Dans ces travaux de recherche, nous explorons le potentiel d'un principe thermo-fluidique auto-oscillant pour la génération d'énergie utile à partir d'une source thermique de faible qualité. L'implémentation de cette technologie en tant que machine thermique est étudiée et mène à la caractérisation d'un nouveau cycle thermodynamique caractéristique du SOFHE (Self Oscillating Fluidic Heat Engine).

Nous montrons, par une approche phénoménologique, que notre machine thermique se comporte comme un oscillateur mécanique, excité par les évaporations et condensations successives du fluide de travail. Ces changements de phase alternatifs mettent en mouvement une colonne d'eau, jouant le rôle de masse, couplée à une zone de vapeur, jouant le rôle d'un ressort.

Une étude de l'influence du couplage du SOFHE avec un transducteur électromécanique, représenté par un oscillateur, mène à la conception et la fabrication d'une spirale piézoélectrique. L'intégration de cette spirale à notre machine thermique forme un générateur thermo-électrique dont les capacités de conversion sont démontrées par la charge d'une capacité.

Finalement, la miniaturisation du principe thermo-fluidique SOFHE est rendue possible par la réalisation d'un procédé de fabrication utilisant les techniques MEMS. Des dispositifs miniatures parviennent à exhiber un comportement oscillatoire montrant le potentiel d'intégration de cette technologie.

Mots-clés : Récupération d'énergie thermique, auto-oscillations, oscillateur thermofluidique, SOFHE, Piezoelectric spiral, procédés MEMS, collage eutectique.

Abstract

The tremendous technological progresses realized in the last decades allow us to swarm our environment with Wireless Sensors Networks. These WSNs combine the MEMS' miniature size and low energy consumption, and the powerful Internet communication protocols. This Internet of Things shows great potential in many applications such as industry or housing. For a decade now, the Energy Harvesting community wants to build autonomous WSNs by enabling them to feed off energy wastes. In this work, we study the electricity generation capabilities of a Self-Oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE) and present its characteristic thermodynamic cycle. Our model shows that the SOFHE acts as a mechanical resonator excited by the successive evaporation and condensation processes underwent by the working fluid. These phase changes put a liquid mass in motion, coupled with a vapor spring. The coupling of our heat engine with an electromechanical transducer is studied and leads to a piezoelectric spiral conception and fabrication. Their association forms a thermo-electrical generator able to power and charge an electrical capacitor. Eventually, we demonstrate the miniaturization prospects and integration potential of this SOFHE technology. A micro-fabrication process enables a SOFHE MEMS implementation. Our process includes a deep glass wet etching step as well as a Au-Si eutectic wafer bonding.

Keywords : Heat energy harvesting, Self-Oscillating Fluidic Heat Engine (SOFHE), Thermodynamic cycle, Piezoelectric spiral, MEMS fabrication processes, Eutectic bonding.

